

IVW - Schriftenreihe Band 123

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

Bernhard Helfrich

**Untersuchung des Reibwertein-
flusses auf die Krafteinleitung in
endloskohlenstofffaserverstärkte
Polymerwerkstoffe**

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 2016

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 978-3-944440-19-4

Untersuchung des Reibwerteinflusses auf die Krafteinleitung in endloskohlenstofffaserverstärkte Polymerwerkstoffe

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Bernhard Helfrich

aus Speyer

Tag der mündlichen Prüfung: 08.04.2016
Prüfungsvorsitzender: Jun.-Prof. Dr.-Ing. Frank Balle
1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann
2. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer

D386

Vorwort

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

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann für die kompetente Beratung in fachlichen Fragen sowie die unkomplizierte Übernahme der Betreuung und das damit entgegengebrachte Vertrauen in meine Person. Danken möchte ich auch Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer und Herrn Jun.-Prof. Dr.-Ing. Frank Balle für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme eines der Gutachten bzw. des Prüfungsvorsitzes. Weiterhin gilt mein Dank meinem ehemaligen Kompetenzfeldleiter Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Magin für die Unterstützung bei meiner Forschungstätigkeit.

Bei Herrn Dr.-Ing. Michael Kaiser und Herrn Dipl.-Ing. Michael Adomeit möchte ich mich für die angenehme und fruchtbare Zusammenarbeit im Bereich der Fahrradklemmungen bedanken.

Darüber hinaus möchte ich mich bei allen Kollegen des IVWs für die gute Zusammenarbeit bedanken. Besonders hervorheben möchte ich Constantin Bauer, Marcel Bücken, Marc Elsner, Nora Feiden, Stefan Gabriel, Werner Gölzer, Benedikt Hanneemann, Torsten Heydt, Moritz Hübler, Valentine Kessler, Janna Krumpacker, Regina Köhne, Nicole Motsch, Thomas Pfaff, Thomas Rief, Florian Rieger, Florian Schimmer, Henrik Schmidt und Ralph Schneider für die kollegiale Unterstützung und die freundschaftliche Arbeitsatmosphäre.

Außerdem möchte ich mich bei meiner Familie und bei meinen Freunden für die moralische Unterstützung bedanken.

Neustadt an der Weinstraße, im April 2016

Bernhard Helfrich

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	v
Abstract	vii
Nomenklatur	ix
1. Einleitung	1
2. Stand der Forschung	3
2.1. Faser-Kunststoff-Verbunde	3
2.2. Ermittlung der Werkstoffanstrengung von FKV	3
2.3. Lebensdauerbewertung von FKV anhand der Steifigkeitsdegradation	5
2.4. Krafteinleitung in FKV.....	7
2.4.1. Formschlüssige Bolzenverbindungen.....	7
2.4.2. Reibschlüssige Schraubenverbindungen	15
2.4.3. Reibschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen im Fahrradbau	18
2.5. Reibwerte von Paarungen mit FKV	22
2.6. Zulässige Flächenpressung von FKV	24
2.7. Vorspannkraftverlust bei Schraubenverbindungen mit FKV	26
3. Zielsetzung und Vorgehensweise	31
4. Reibwerteeinfluss auf reibschlüssige Schraubenverbindungen	33
4.1. Eingesetzte Materialien	33
4.1.1. Herstellung der Hartpartikelträgerfolie.....	34
4.1.2. Proben für Haftreibwertbestimmung.....	35
4.1.3. Duroplastische (CF-EP) und thermoplastische (CF-PA6) Probenplatten.....	35
4.1.4. Vernähte Probenplatten (CF-EP-VARI).....	39
4.1.5. Kohlenstofffaserverstärktes Organoblech (CF-PA66)	40
4.2. Experimentelle Methoden.....	40
4.2.1. Quasi-statischer Zugversuch.....	40

4.2.2. Haftreibwertbestimmung	41
4.2.3. Bestimmung der zulässigen Flächenpressung	43
4.2.4. Bestimmung des Vorspannkraftverlusts	45
4.2.5. Doppellaschiger Zugscherversuch	47
4.3. Experimentelle Ergebnisse	47
4.3.1. Haftreibwert zwischen CFK und Stahl	48
4.3.2. Zulässige Flächenpressung von CFK.....	49
4.3.3. Vorspannkraftverlust an verschraubten CFK-Proben	55
4.3.4. Quasi-statische Zugscherversuche an Schraubenverbindungen	62
4.3.5. Zyklische Zugscherversuche an Schraubenverbindungen	69
4.4. Abbildbarkeit von reibschlüssigen Schraubenverbindungen mittels analytischer Modelle.....	73
5. Reibwerteinfluss auf Vorbau-Gabelschaft-Klemmungen	79
5.1. Eingesetzte Komponenten	79
5.1.1. Aluminium-Vorbau.....	79
5.1.2. CFK-Gabelschaft.....	79
5.1.3. Eigenentwickelte Carbon-Montagepasten.....	80
5.1.4. Kommerzielle Carbon-Montagepasten	82
5.2. Experimentelle Methoden.....	82
5.2.1. Haftreibwertbestimmung	82
5.2.2. Bestimmung des übertragbaren Drehmoments.....	82
5.2.3. Quasi-statische und zyklische Prüfung von CFK-Gabelschaften	83
5.2.4. Bestimmung der Oberflächendehnung an CFK-Gabelschaften	84
5.3. Identifikation von Optimierungsansätzen mittels FE-Analyse	85
5.3.1. Erstellung des FE-Netzes.....	86
5.3.2. Modellierung des Lagenaufbaus	87
5.3.3. Werkstoffmodellierung.....	87
5.3.4. Kontaktbedingungen	89
5.3.5. Validierung durch Analyse der Montagespannungen	90
5.3.6. Werkstoffanstrengung von CFK-Gabelschaften bei Betriebslasten.	93
5.4. Experimentelle Ergebnisse.....	97
5.4.1. Haftreibwert zwischen CFK und Aluminium	97

5.4.2. Steigerung des übertragbaren Drehmoments	98
5.4.3. Quasi-statische Belastung der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung	99
5.4.4. Zyklische Belastung der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung	102
6. Zusammenfassung und Ausblick.....	109
Anhang A - Berechnung der Flächenpressung	113
Anhang B - Berechnung der Schraubennachgiebigkeit.....	115
Anhang C - Berechnung der Schraubenvorspannkraft.....	117
Literaturverzeichnis	119
Liste betreuter Abschlussarbeiten.....	123
Lebenslauf.....	125

Kurzfassung

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) sind in der Luftfahrt etabliert, wohingegen andere Branchen diese aufgrund der hohen Kosten nur zögerlich einsetzen. Die hohen Betriebskosten von Flugzeugen, die sich vorrangig durch Leichtbau reduzieren lassen, erlauben kostenintensivere Lösungen als die Kostenstrukturen in anderen Branchen. Die Mehrkosten sind neben dem Leichtbau der entscheidende Faktor für den Einsatz von FKV-Strukturen außerhalb der Luftfahrtbranche. Während in der Luftfahrtbranche üblicherweise Niete zur Krafteinleitung eingesetzt werden und diese nur eine Demontage eines Bauteils durch Aufbohren zulassen, genügen Niete den Ansprüchen anderer Branchen nicht, da ein hoher Demontageaufwand durch das Aufbohren hohe Kosten mit sich zieht. Aus diesem Grund erfordert es preisgünstige und qualitative Lösungen, die eine lösbare Verbindung ermöglichen. In den meisten Branchen werden daher, im Gegensatz zur Luftfahrt, traditionell reibschlüssige Schraubenverbindungen für metallische Bauteile verwendet. Für reibschlüssige Schraubenverbindungen, die zur Krafteinleitung in FKV-Strukturen genutzt werden, sind dem Stand der Forschung nach kaum Erkenntnisse vorhanden.

Daher ist es Gegenstand dieser Arbeit aufzuzeigen, wie durch eine Erhöhung des Reibwerts bei reibschlüssigen Krafteinleitungen in FKV-Bauteilen eine Verbesserung der statischen und zyklischen Verbindungsfestigkeit erreicht werden kann. Um den zuverlässigen Einsatz von reibschlüssigen Schraubenverbindungen zu ermöglichen, werden außerdem die maximal zulässige Flächenpressung und der Vorspannkraftverlust an FKV-Proben ermittelt. Dabei bilden experimentelle Ergebnisse eine Basis, anhand derer aufgezeigt wird, inwieweit analytische Modelle genutzt werden können, um die reibschlüssige Krafteinleitung in FKV abzubilden.

Zunächst wird der Haftreibwert zwischen Stahl und FKV experimentell untersucht, um Konzepte zur Steigerung des Reibwerts zu quantifizieren. Durch die experimentelle Ermittlung einer maximal zulässigen Flächenpressung für die verwendeten FKV-Materialien werden Schädigungen infolge zu hoher Vorspannkraft vermieden. Dazu werden FKV-Proben mit einem Stempel belastet und mit Hilfe der Schallemissionsmethode Schädigungen detektiert, zu dem Zweck eine Belastungsgrenze zu definie-

ren. Versuche zur Bestimmung des Vorspannkraftverlusts an FKV-Proben zeigen, dass die Vorspannkraft durch Setzen und Kriechen zwar reduziert wird, dies aber in vertretbarem Maße. Darüber hinaus lässt sich in den Versuchen beobachten, dass das Setzen deutlich von der Oberflächenbeschaffenheit bestimmt wird. Um die Einflüsse des Matrixwerkstoffs, des Reibwerts, der Passung und der Vorspannkraft auf die Kraftübertragung in der Schraubverbindung zu prüfen, werden außerdem doppellaschige Zugscherversuche durchgeführt.

An geklemmten FKV-Bauteilen im Fahrradbau lassen sich Defizite bei der Auslegung dieser Bauteile und ihrer Anbindungstechnologie feststellen. Da der Verbindung zwischen Vorbau und Gabelschaft besondere sicherheitsrelevante Bedeutung zukommt, wird eine marktübliche Gabelschaft-Vorbau-Klemmung im Rahmen dieser Arbeit experimentell und numerisch auf die Belastungen durch die Montage sowie im Betrieb untersucht. Es kann dargelegt werden, dass ein komplexer Belastungszustand in der genannten Klemmverbindung vorliegt, der numerisch abgebildet werden kann. Auf Basis des validierten Finite-Element-Modells kann gezeigt werden, dass die Steigerung des Reibwerts ein deutliches Potential aufweist um die Werkstoffanstrengung zu reduzieren. Zur experimentellen Absicherung dieser Beobachtung, werden quasi-statische und zyklische Untersuchungen an Vorbau-Gabelschaft-Baugruppen durchgeführt, bei denen der Reibwert durch die Applikation von Schmierfett und Carbonmontagepaste variiert wird. Durch die Verwendung von Carbonmontagepaste bzw. bei einem höheren Reibwert steigt sowohl die quasi-statische Festigkeit als auch die Lebensdauer im Vergleich zum Einsatz von Schmierfett deutlich an.

Abstract

Fiber reinforced plastics (FRP) are well established materials in the aviation industry, whereas in other industries these materials are not yet this commonly used due to the comparatively high costs. The high operating costs of aircrafts can be reduced primarily through lightweight design, which allows the choice of more expensive solutions than in other industries. The additional costs are beside the weight savings the deciding factor for the use of FRP structures beyond the aviation sector. Since normally rivets are used in the aviation industry to join components, the dismantling of these riveted structures needs drilling. Hence rivets are insufficient for the demands of other sectors due to the high disassembly costs caused by the high disassembly effort. For this reason affordable solutions that permit an easy disassembly procedure are essential for a wider application of FRP structures. Therefore – in most sectors – preloaded bolted joints are used for the assembly of metallic components, in contrast to aviation. For preloaded bolted joints in combination with FRP structures almost no information is available by the current state of scientific knowledge

Therefore in this work it is investigated how an improvement of the static and cyclic connection strength can be achieved by increasing the coefficient of friction at preloaded bolted joints on FRP components. To enable a reliable application of preloaded bolted joints the maximum allowable surface pressure and the loss of the preload force of FRP specimens are determined. Therefore experimental results provide the basis to study if analytical computation can be used to describe bolted joints on FRP structures.

The coefficient of friction between steel and FRP is experimentally investigated in order to quantify concepts that aim to increase the coefficient of friction. An experimental determination of the maximum permissible surface pressure of the used FRP materials avoids damage by excessive bolt preload. Therefore FRP specimens are tested and a simultaneous detection of damage is performed by using the acoustic emission method.

An experimental investigation of the loss of bolt preload shows that the preload is reduced by embedding and material relaxation but in an acceptable manner. In addi-

tion it can be observed that the embedding of the contact surfaces is significantly dependent on the surface condition of the specimens. To analyze the influence of the matrix material, the coefficient of friction, the clearance and the bolt preload to a bolted joint, double lap tensile shear tests are performed.

Clamped FRP components used on bicycles show shortcomings in the design of these components and their connection technology. Since the connection between stem and steerer has a significant impact on safety, a standard stem/steerer connection is investigated both experimentally and numerically considering the stresses during the assembling as well as during operation. It can be demonstrated that this connection has a complex load condition and a finite element analysis can describe this connection sufficiently. Based on the validated finite element model it can be shown that an increasing coefficient of friction has a significant potential for the reduction of the material effort of the FRP steerer.

To validate these theoretical observations, quasi-static and cyclic tests on stem/steerer assemblies are carried out. Thereby the coefficient of friction is varied by the application of grease and carbon assembly paste. By the use of carbon assembly paste (high coefficient of friction) both the quasi-static strength as well as the operating life increases in comparison to the use of grease (low coefficient of friction).

Nomenklatur

Abkürzungen

μ CT	Mikro-Computer-Tomographie
3D	dreidimensional
CDS	Characteristic Damage State
CF	Kohlenstofffaser
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CMP	Carbonmontagepaste
DIN	Deutsches Institut für Normung
E-Modul	Elastizitätsmodul
FB	Faserbruch
FE	Finite-Elemente
FKV	Faserkunststoffverbund
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
PA6	Polyamid6
PTFE	Polytetrafluorethylen
REM	Rasterelektronenmikroskop
RT	Raumtemperatur
UD	unidirektional
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
z. B.	zum Beispiel
ZFB	Zwischenfaserbruch

Symbole

d	Bolzendurchmesser
d_2	Flankendurchmesser
d_a	Innendurchmesser der ebenen Kopfauflage
d_{KL}	Kernlochdurchmesser
d_w	Durchmesser der Schraubenkopfauflage

e	Randabstand
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
F_{Druck}	Druckkraft
FF_{max}	Faserbruchanstrengung durch Zugbeanspruchung
FF_{min}	Faserbruchanstrengung durch Druckbeanspruchung
F_{Mmax}	Maximale Montagevorspannkraft
F_{Mmin}	Minimale Montagevorspannkraft
F_N	Normalkraft
F_Q	Querkraft
$F_{Q, Formschluss}$	Querkraft durch formschlüssige Kraftübertragung
$F_{Q, Reibschluss}$	Querkraft durch reibschlüssige Kraftübertragung
F_R	Reibungskraft
F_{Rmax}	Maximale Reibungskraft
F_T	Verdrehkraft
F_{Tmax}	Maximale Verdrehkraft
F_V	Schraubenvorspannkraft
F_{Zug}	Zugkraft
G	Schubmodul
h	Länge des Hebelarms
i	Anzahl der Trennfugen
IFF	Zwischenfaserbruchanstrengung
l_i	Teillänge des i-ten Elements
M_A	Anziehdrehmoment
M_{Trans}	Übertragbares Drehmoment
P	Gewindesteigung
R	Belastungsverhältnis
R_a	Oberflächenrauigkeit
R_{LL}	Lochleibungsfestigkeit
t	Wanddicke

w	Breite
W_a	Oberflächenwelligkeit
α_A	Anziehungsfaktor
δ_i	Nachgiebigkeit des i-ten Elements
μ	Haftreibungswert
μ_G	Gewindereibungszahl
μ_K	Reibungszahl in der Kopfauf­lage­fläche
ν	Querkontraktionszahl

1. Einleitung

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) sind etablierte Werkstoffe in der Luftfahrt, wohingegen andere Branchen diese zögerlich einsetzen. Aufgrund dieses Entwicklungsvorsprungs orientieren sich andere Branchen bei der Einführung von FKV-Bauteilen an den Gestaltungsrichtlinien der Luftfahrt. Da in der Luftfahrt traditionell Niete zur Krafteinleitung zum Einsatz kommen, findet auch die Krafteinleitung in FKV-Bauteile dort vielfach mittels Niete statt. Infolge dessen setzen auch andere Branchen bei der Einführung von FKV-Bauteilen auf die Krafteinleitung über Niete bzw. andere Formen des Formschlusses, beispielsweise durch Inserts und Onserts. Strenggenommen fallen Niete nicht unter die lösbaren Verbindungen, weil sie sich jedoch aufbohren lassen, werden sie insbesondere in der Luft- und Raumfahrt als solche gehandhabt. Für die Ansprüche anderer Branchen genügen aber oft nur lösbare Verbindungen, da diese wiederverwendbar sind und kein hoher Demontageaufwand durch das Aufbohren der Niete entsteht.

Aufgrund der hohen Betriebskosten von Flugzeugen, die sich vorrangig durch einen verminderten Kerosinverbrauch und durch eine Optimierung der Nutzlast durch Leichtbau reduzieren lassen, können dort kostenintensivere Lösungen umgesetzt werden. In anderen Branchen hingegen wird dem Leichtbau auch einen hohen Stellenwert beigemessen, aber die akzeptierten Mehrkosten für optimierte Lösungen sind wesentlich geringer. Die Mehrkosten sind neben der Gewichtseinsparung die entscheidenden Faktoren zur Substitution von metallischen Bauteilen durch FKV-Strukturen außerhalb der Luftfahrtbranche. Aus diesem Grund erfordert es preisgünstige und qualitative Lösungen, die eine Kraftübertragung auch bei kurzen Überlappungslängen durch eine lösbare Verbindung ermöglichen. Es bedarf damit Verbindungskomponenten, die auf die Spezifika von FKV eingehen, gleichzeitig aber auch lösbar, günstig, zuverlässig und schnell in der Serienfertigung einsetzbar sind. In den meisten Branchen werden daher, im Gegensatz zur Luftfahrt, traditionell reibschlüssige Schraubenverbindungen für metallische Bauteile verwendet. Für reibschlüssige Schraubenverbindungen, die zur Krafteinleitung in FKV-Strukturen genutzt werden, sind dem Stand der Forschung nach kaum Erkenntnisse vorhanden, um eine gezielte Auslegung der Schraubverbindung für FKV zu ermöglichen.

Trotz des geringen Wissens über reibschlüssige Verbindungen zur Krafteinleitung in FKV wird dieses Krafteinleitungsprinzip häufig im Fahrradbau verwendet, da es an Fahrrädern zahlreiche lösbare Verbindungen zwischen Bauteilen gibt. Die wichtigsten Klemmungen an Fahrrädern sind die Vorbau-Gabelschaft-, die Lenker-Vorbau- und die Sattelstütze-Sitzrohr-Klemmung. Die genannten Verbindungen sind ohne Ausnahme sicherheitsrelevant; ein Versagen eines der beteiligten Bauteile führt in der Regel zwangsläufig zum Sturz des Fahrers und weist daher ein hohes Verletzungsrisiko auf. Dies wird z. B. durch einen Rückruf des Fahrradherstellers Specialized Bicycle Components für die Modelljahre 2012 und 2013 belegt [1]. Der Rückruf umfasste dabei 12.000 Rennräder und Rahmensets, da der Klemmbereich der Gabel bruchgefährdet war. Auslöser für die Rückrufaktion waren zwei Brüche an den Gabeln der genannten Modelljahre. Bei einem dieser Gabelbrüche erlitt das Unfallopfer erhebliche Verletzungen. Das aufgeführte Beispiel verdeutlicht, dass die Sicherheit der geklemmten Verbindungsstellen im Fahrradbau unbedingt gewährleistet werden muss.

Insbesondere CFK bietet im Vergleich zu metallischen Werkstoffen gewichtsbezogen hervorragende mechanische Eigenschaften. Somit können Strukturbauteile mit ähnlichen Steifigkeits- und Festigkeitswerten, aber geringerem Gewicht realisiert werden. Diese Entwicklung fand im Fahrradbau schrittweise statt, was bedeutet, dass nur einzelne Bauteile in FKV-Bauweise entwickelt werden und nicht im Kontext der ganzen Baugruppe respektive der Krafteinleitung zwischen den Bauteilen. Im Umkehrschluss lässt sich daraus ableiten, dass das Verbindungsprinzip der Klemmung aus dem Metallbau übernommen wird, ohne dies weiter zu hinterfragen bzw. eine fasergerechte Konstruktion zu realisieren.

2. Stand der Forschung

2.1. Faser-Kunststoff-Verbunde

Im Allgemeinen bestehen Verbundwerkstoffe aus mindestens zwei verschiedenen Werkstoffen. Die Kombination erfolgt mit dem Ziel, einen Verbund mit neuen Eigenschaften zu schaffen, bei dem mögliche Schwächen einer der Komponenten ausgeglichen werden. Bei der Kombination von Fasern und Kunststoffen – in diesem Zusammenhang auch Matrix genannt – spricht man von einem Faser-Kunststoff-Verbund (FKV).

Da eine hohe Vielfalt an verfügbaren Verstärkungsfasern in unterschiedlichen Längen (Kurz-, Lang- und Endlosfasern) sowie an duro- und thermoplastischen Polymermatrices existiert und darüber hinaus bei den endlosfaserverstärkten FKV noch verschiedenartige Textilhalbzeuge eingesetzt werden, sind die Kombinationsmöglichkeiten für FKV zahllos. Endlosfaserverstärkte Bauteile setzen sich in der Regel aus einer Schichtung von Einzelschichten aus den textilen Halbzeugen mit unterschiedlichen Faserorientierungen zusammen. Daher spricht man von einem Mehrschichtverbund oder auch von einem Laminat.

Die vorliegende Arbeit beschränkt sich auf endlosfaserverstärkte Kunststoffe, da diese zu den performantesten Systemen hinsichtlich ihre spezifischen Steifigkeit und Festigkeit zählen. Daher sind Erkenntnisse zur hochbelasteten Kraffteinleitung sowohl in der Forschung als auch in der Anwendung von besonderem Interesse.

2.2. Ermittlung der Werkstoffanstrengung von FKV

Um die Beanspruchung in endlosfaserverstärkten FKV-Bauteilen zu bewerten hat es sich etabliert, die unidirektionale Einzelschicht, aus denen das Laminat aufgebaut ist, makromechanisch zu betrachten und damit auf eine detaillierte Betrachtung des inhomogenen Spannungszustands, der mikromechanisch betrachtet durch die Einzelkomponenten Faser und Matrix vorliegt, zu verzichten [2; 3]. Die Versagensformen in FKV sind aufgrund der Einzelkomponenten Faser und Kunststoff gut unterscheidbar:

- Unter **Faserbruch** (FB) wird nicht der Bruch einer Einzelfaser, sondern das gleichzeitige Versagen mehrerer Einzelfasern verstanden [2].

- Unter **Zwischenfaserbruch** (ZFB) versteht man Kohäsivbrüche der Matrix oder Adhäsivbrüche der Grenzfläche zwischen Faser und Matrix [4]; darüber hinaus können Zwischenfaserbrüche nach [2] in folgende Modi unterteilt werden (vergleiche Abbildung 2.1):
 - Modus A beschreibt einen faserparallelen Bruch durch fasersenkrechte Zugbeanspruchung, eventuell kombiniert mit einer Quer-/Längs-Schubbeanspruchung. Die Bruchflächen sind aufgrund der Zugbeanspruchung unbelastet und durch die daher fehlende Möglichkeit der Kraftübertragung wird die fasersenkrechte Steifigkeit der Schicht deutlich reduziert, wohingegen in faserparalleler Richtung die Fasern weiter die Kraft aufnehmen können.
 - Modus B beschreibt ebenfalls einen faserparallelen Bruch, der durch eine fasersenkrechte Druckbeanspruchung kombiniert mit einer Quer-/Längs-Schubbeanspruchung entsteht. Durch die Druckbeanspruchung öffnet sich der Bruch nicht und erschwert dadurch die Rissausbreitung. Dies führt nur zu einer geringen Abnahme des Schubmoduls, da durch die Druckkraft die Bruchflächen aufeinander gepresst werden und weiterhin Schubkräfte übertragen können.
 - Modus C beschreibt den sogenannten Keilbruch, der durch Quer-Druckspannung in Kombination mit einer betragsmäßig kleineren Quer-/Quer-Schubbeanspruchung verursacht wird. Der Bruch verläuft dabei nicht in der Wirkebene der Spannungen, sondern in einer Bruchebene, die um 45° ohne Berücksichtigung der Reibung und nach [5] mit Berücksichtigung der inneren Reibung durch die Querdruckkomponente um 53° geneigt ist. Durch die geneigte Bruchebene entsteht eine Keilwirkung, die zu Delaminationen führen kann. Daher ist Modus C als kritischster Zwischenfaserbruchmodus zu bewerten, da Modus A und B zwar zur lokalen Steifigkeitsdegradation und damit zu einer Spannungsumlagerung innerhalb des Bauteils führen, aber nicht zwangsläufig ein Totalversagen der Struktur verursacht.
- Unter **Delamination** versteht man Schäden in der Grenzfläche zwischen zwei Schichten [2].

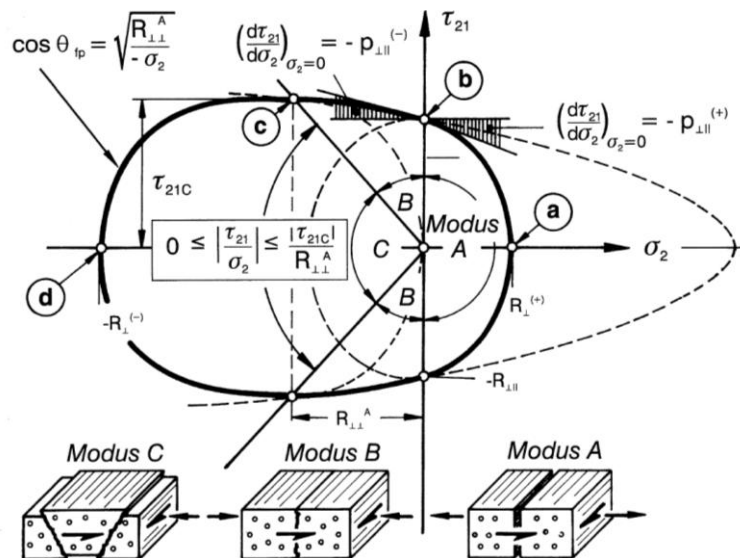


Abbildung 2.1: Bruchkurve einer UD-Schicht für Zwischenfaserbruch aus [2]

Es gibt eine Vielzahl von Versagenskriterien für unidirektionale Schichten, die zwischen 1998 und 2004 im Rahmen des „Worldwide Failure Exercise“ [6] auf ihre Validität überprüft wurden. Insbesondere zeigt das *Puck'sche* Wirkebenen-Kriterium eine hohe Validität, lediglich bei großen nicht-linearen Deformationen zeigen sich Abweichungen. Das *Puck-Kriterium* bietet die Unterscheidung in Faserbruch und Zwischenfaserbruch sowie die iterative Bestimmung des Bruchebenenwinkels. Dabei gibt das Kriterium eine Werkstoffanstregung aus, die das Verhältnis zwischen berechneter und ertragbarer Spannung beschreibt.

2.3. Lebensdauerbewertung von FKV anhand der Steifigkeitsdegradation

Um ein Versagen des Bauteils innerhalb der vorgesehenen Lebensdauer auszuschließen, bedarf es der Betrachtung des Ermüdungsverhaltens, da nach [7] zeitlich veränderliche Belastungszustände, die während des Betriebs üblicherweise vorliegen, im Bauteil bzw. Werkstoff zyklische Spannungen erzeugen. Selbst wenn die zyklischen Spannungen deutlich unterhalb der statischen Festigkeit liegen, können dadurch Schädigungen entstehen, die zu einem Totalversagen führen.

Üblicherweise bilden Einstufenversuche – auch Wöhlerversuche genannt – die Grundlage zur Ermittlung des Ermüdungsverhaltens von metallischen Werkstoffen aber auch FKV [8]. Beim Einstufenversuch wird eine zyklische Belastung mit konstanten Lastgrenzen bis zum Versagen der Probe aufgebracht. Die Lastgrenzen

werden als Oberspannung σ_o und Unterspannung σ_u bezeichnet. Aus diesen Lastgrenzen definiert sich das Spannungsverhältnis wie folgt:

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad (2.1)$$

In [9] wird angeführt, dass die vielfachen Kombinationsmöglichkeiten von Verstärkungsfasern mit der Vielzahl von Matrices zu einem sehr diversen Ermüdungsverhalten führen. Bezieht man zusätzlich zur werkstofflichen Kombinationsvielfalt die verschiedenen textilen Halbzeuge mit ein, wird deutlich, dass für jedes Laminat eine gesonderte Betrachtung des Schädigungsverhaltens notwendig ist. Schränkt man die Betrachtung auf endlosfaserverstärkte Kunststoffe ein, vollzieht sich nach den Ergebnissen von [10] der typische Schädigungsablauf in diesen Werkstoffen in drei Phasen.

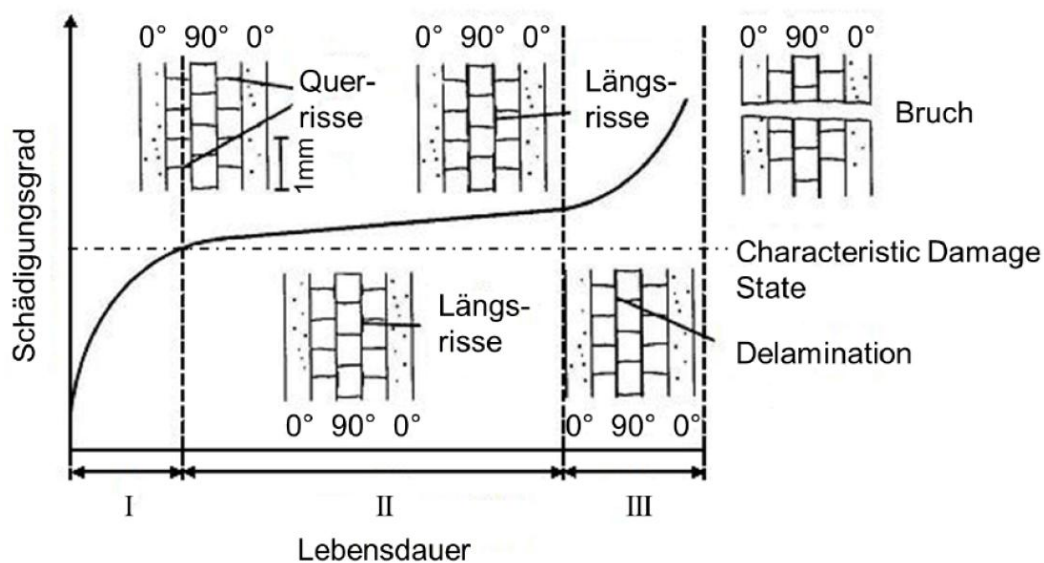


Abbildung 2.2: Typischer Verlauf des Schädigungsgrads in endlosfaserverstärkten Kunststoffen bei zyklischer Belastung nach [10] aus [9]

In [10] wird bei einer GFK-Probe, die aus 0°- und 90°-Schichten aufgebaut ist, eine Zunahme der Schädigungen über die Lebensdauer beobachtet, die in Abbildung 2.2 dargestellt ist und sich in folgende Phasen unterteilt:

- Phase 1: Wachstum der Querrisse in der 90°-Schicht bis zu einem gewissen Schädigungsmaß, das „Characteristic Damage State“ (CDS) genannt wird; der Anstieg des Schädigungsgrads auf den CDS ist ausgeprägt.

- Phase 2: Die in der vorherigen Phase entstandenen Querrisse wachsen zusammen und laufen entlang der 0°-Schichten; der Anstieg des Schädigungsgrads entwickelt sich deutlich langsamer als in der ersten Phase.
- Phase 3: Das bisherige Risswachstum fördert die Entstehung von Delaminationen, die zu Faserbrüchen und schließlich Totalversagen führen; der Anstieg des Schädigungsgrads ist vor dem Totalversagen stark ausgeprägt.

Da der Schädigungsgrad bzw. die Rissdichte einen verminderten Einfluss auf die Steifigkeit hat, korreliert der Verlauf des Schädigungsgrads aus Abbildung 2.2 mit der Abnahme der Steifigkeit im zyklischen Versuch [11]. Die Ermittlung der Steifigkeitsdegradation kann zerstörungsfrei stattfinden, da die dynamische Steifigkeit ohne großen Aufwand aus den Wendepunkten im zyklischen Versuch bestimmt werden kann. Um den Versagenseintritt einer Probe zu definieren bietet es sich daher an, anhand des Verlaufs der Steifigkeitsdegradation eine Grenze festzulegen. Diese Grenze sollte dabei so gewählt werden, dass sich das Totalversagen – korrelierend zum Verlauf des Schädigungsgrads aus Abbildung 2.2 – mit einer erneuten deutlichen Abnahme der dynamischen Steifigkeit in Phase 3 ankündigt.

2.4. Krafteinleitung in FKV

In diesem Kapitel werden alle relevanten Ergebnisse der Literaturrecherche zur Krafteinleitung in FKV erläutert, auf denen die Versuche, Berechnungen und Ergebnisse aufbauen, die im weiteren Verlauf der Arbeit dargestellt werden. Dazu wird zunächst auf die etablierte Form der Krafteinleitung mittels Niet bzw., allgemeiner formuliert, mittels formschlüssiger Bolzenverbindung eingegangen. Danach werden Forschungsergebnisse zur rein reibschlüssigen Krafteinleitung in FKV-Strukturen erläutert. Außerdem wird aufgezeigt, welche Probleme bei reibschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen von FKV-Bauteilen im Fahrradbau – als eine der wenigen Branchen in der Krafteinleitung mittels Reibschluss genutzt wird – bekannt sind.

2.4.1. Formschlüssige Bolzenverbindungen

Die Auslegung von formschlüssigen Bolzenverbindungen basiert vorwiegend auf experimentellen Daten. Es existieren zwar auch Ansätze zur Berechnung der form-

schlüssigen Bolzenverbindungen mit Hilfe der Finite-Element-Methode, diese kommen allerdings nicht ohne hohen Aufwand aus. Daher ist es Stand der Forschung die formschlüssige Bolzenverbindung, wie in Abbildung 2.3 am Beispiel einer einschnittigen Verbindung dargestellt,

- geometrisch anhand des Randabstands e sowie der Breite w und
- bezüglich des Laminataufbaus (Faserorientierung sowie Schichtreihenfolge),

basierend auf den empirischen Erkenntnissen auszulegen.

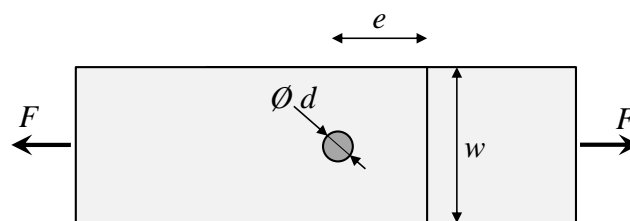


Abbildung 2.3: Aufbau einer einschnittigen formschlüssigen Bolzenverbindung

Im FKV-Fügepartner können bei einer formschlüssigen Bolzenverbindung folgende Versagensformen auftreten [3; 12–15] (vergleiche Abbildung 2.4):

- Beim **Lochleibungsversagen** treten Risse in Form von Zwischenfaserbrüchen und Delaminationen vor dem Bolzen auf, es findet ein Schubknicken der in Lastrichtung liegenden Fasern statt und die Bohrung weitet sich auf.
- Beim **Flankenzugbruch** versagt das Laminat durch die übertragene Zugkraft auf Höhe der Bohrung, da sich durch diese eine Spannungsüberhöhung am Bohrungsrand einstellt.
- Beim **Scherbruch** findet ein Schubversagen zwischen Bohrungsflanken und Fügepartner auf Grund eines zu geringen Randabstands oder durch eine zu geringe Schubfestigkeit des Laminats statt.
- Beim **Spaltbruch** versagt das Laminat in Belastungsrichtung aufgrund einer zu geringen Querkzugfestigkeit des Laminats, was auf zu geringe 90°-Faseranteile schließen lässt.
- Der **Scher- und Flankenzugbruch** stellt eine kombinierte Versagensform des Flankenzug- und des Scherbruchs dar.

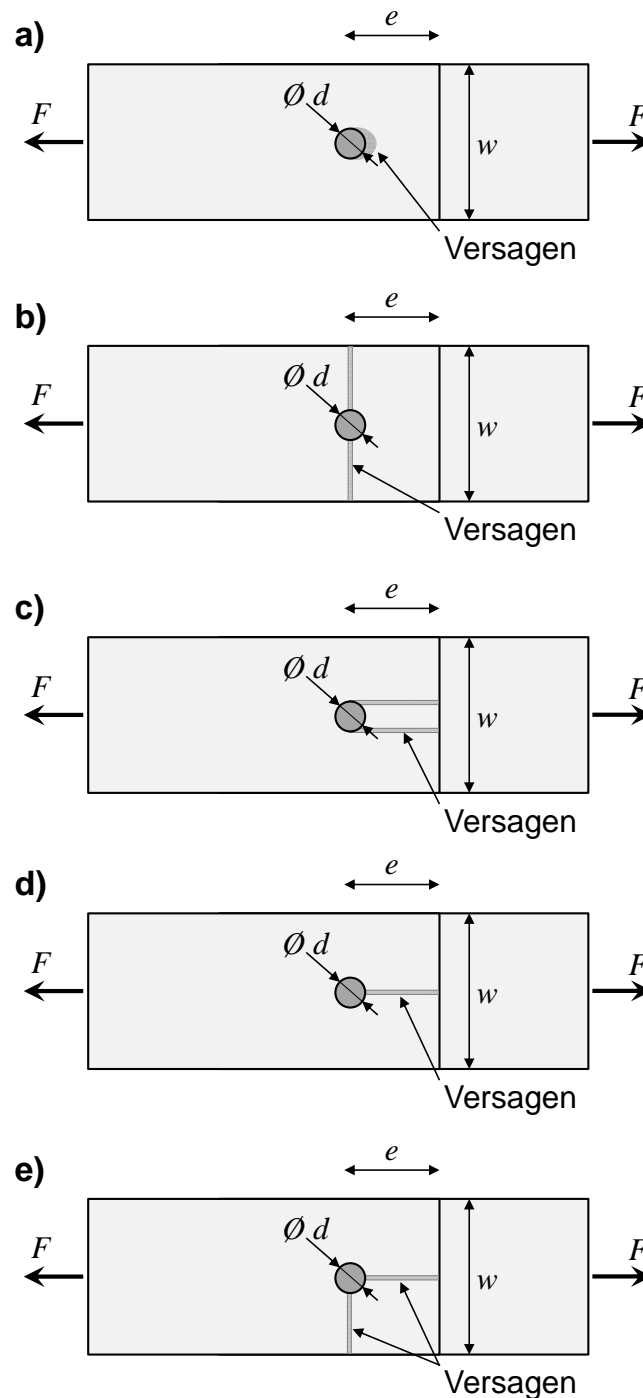


Abbildung 2.4: Versagensmodi bei formschlüssigen Bolzenverbindungen: a) Lochleibungsversagen, b) Flankenbruch, c) Scherbruch, d) Spaltbruch, e) Scher- und Flankenbruch

Das Lochleibungsversagen ist im Vergleich zu den anderen Versagensmodi ein gutmütiges Versagensverhalten. Diese Gutmütigkeit begründet sich darin, dass keine Fügeteilrennung stattfindet und sich zudem die Kraft-Verformungs-Kurve ähnlich einem elastisch-plastischen Metallwerkstoff verhält [3]. Bei Metallen werden die hohen Spannungsspitzen durch Plastifizieren in der Lochleibung abgebaut. Dagegen

stellt sich bei Verbundwerkstoffen durch Zwischenfaserbrüche und Delaminationen in der Lochleibung eine lokale Degradation der Steifigkeit ein; damit geht eine Spannungsumlagerung einher, die zu dem oben dargelegten gutmütigen Versagensverhalten führt [3]. Daher soll bei Laminaten eine Auslegung auf Lochleibung erfolgen und die übrigen Versagensformen sollen ausgeschlossen werden [15; 3]. In [3] werden Berechnungsverfahren genannt, anhand derer eine Überprüfung auf die oben genannten Versagensmodi während der Auslegung erfolgen kann. Ferner werden für jeden Versagensmodus konstruktive Maßnahmen genannt, um ein Versagen zu vermeiden.

In der Fachliteratur existiert eine Vielzahl an Untersuchungen zur formschlüssigen Krafteinleitung mittels Bolzen. In Tabelle 2.1 sind zur besseren Übersicht einige dieser Abhandlungen zusammengefasst, die variierende Parameter der Bolzenverbindung als Untersuchungsgegenstand haben.

Tabelle 2.1: Literaturstellen zur Auslegung formschlüssiger Bolzenverbindung

Parameter	CFK	GFK
Randabstand e	[16], [17], [18], [19]	[16], [20], [21], [22], [23], [24], [25]
Breite w	[16], [17], [18], [19]	[16], [20], [21], [22], [23], [24], [25]
Faserorientierung	[14], [26]	[23], [24]
Vorspannkraft	[17], [27], [28], [26], [29], [30]	[16], [21], [24], [25], [31]
Spielpassung	[12], [29], [32]	[25], [33], [34], [35]
Stapelfolge	[26], [28], [36]	[36], [37]

Der Einfluss des Randabstands e sowie der Breite w auf die Verbindungsfestigkeit kann z. B. anhand der Ergebnisse von *Collings* [18], welche in Abbildung 2.5 dargestellt sind, erläutert werden. Die Darstellungen zeigen eine Parametervariation des Randabstands e bzw. der Breite w im Verhältnis zum Bolzendurchmesser d , bei der für folgende vier Laminat die Versagensspannungen bestimmt werden:

- Laminat 1: 0°-Lagen (1/3) und ±45°-Lagen (2/3)
- Laminat 2: 0°-Lagen (1/3) und ±60°-Lagen (2/3)
- Laminat 3: nur ±45°-Lagen (3/3)
- Laminat 4: 0°-Lagen (1/2) und 90°-Lagen (1/2).

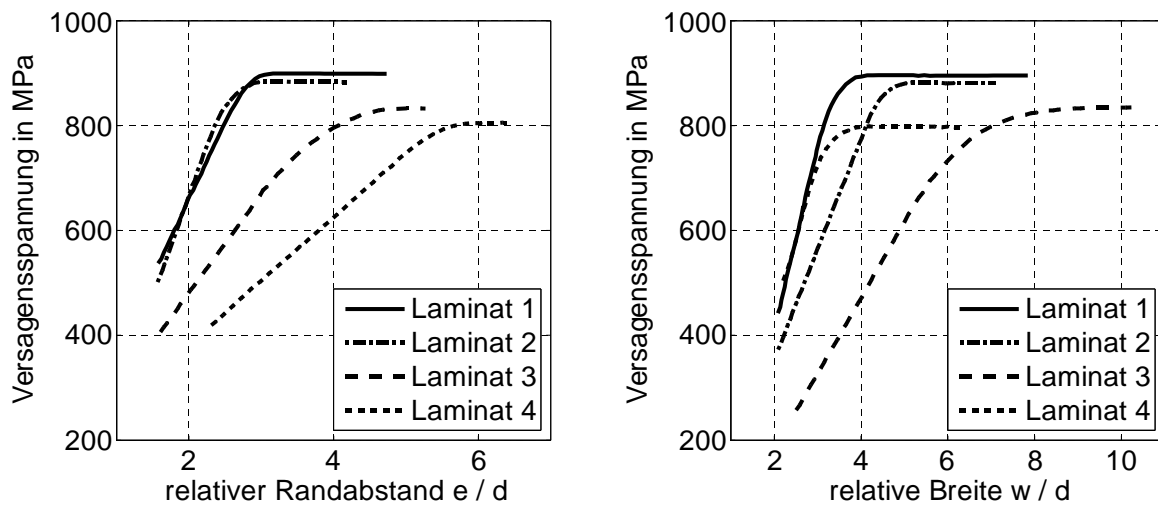


Abbildung 2.5: Abhängigkeit der Versagensspannung vom relativen Randabstand und relativer Breite nach [18]

Die beiden Parametervariationen zeigen, dass sich je nach Laminataufbau ab einem bestimmten Verhältnis der Breite bzw. des Randabstands zum Bolzendurchmesser d eine maximale Versagensspannung einstellt und diese nicht weiter steigt. Dies lässt sich dahingehend interpretieren, dass bei einem zu geringen Randabstand bzw. einer zu geringen Breite Scher- bzw. Flankenzugbruch auftritt. Erst wenn ein ausreichend großer Abstand gewählt wird, tritt ein Lochleibungsversagen auf, welches die höchste Versagensspannung bietet und geometrieabhängig ist. Da der optimale Randabstand bzw. die Breite vom Laminataufbau abhängig sind, wird in [15]

- ein $e/d > 3$ und $w/d > 4$ für quasi-isotrope Laminata sowie
- ein $e/d > 5$ und $w/d > 8$ für Laminata, die nur aus $\pm 45^\circ$ -Lagen bestehen,

empfohlen. In [38] wird darüber hinaus gezeigt, dass sich für zwei Laminata mit gleicher Faserorientierung aber unterschiedlichen Fasertypen der gleiche optimale relative Randabstand ergibt, aber die Versagensspannung – bedingt durch die unterschiedliche Festigkeit der Faser – variiert.

Der Einfluss der Faserorientierung auf die Verbindungsfestigkeit lässt sich anhand der Ergebnisse von [14] erläutern, welche in Abbildung 2.6 dargestellt sind. Die Abbildung zeigt die Versagensspannung in Abhängigkeit des Anteils der $\pm 45^\circ$ -Lagen eines Laminats, welches ausschließlich aus $\pm 45^\circ$ - und 0° -Lagen aufgebaut ist. Die Versuche wurden an CFK-Probekörpern mit $w = e = 4*d$ durchgeführt. Lochleibungs-

versagen tritt nur bei einem Anteil der $\pm 45^\circ$ -Lagen zwischen 40 % und 60 % auf. Für einen Anteil der $\pm 45^\circ$ -Lagen unter 40 % kann durch eine Erhöhung des relativen Randabstands ein Scherbruch verhindert werden und damit Lochleibungsversagen auftreten. Laminate mit einem Anteil der $\pm 45^\circ$ -Lagen von über 60 % würden einen höheren relativen Randabstand benötigen um Flankenzugbruch zu vermeiden und damit ein Lochleibungsversagen mit höherer Versagensspannung zu erreichen.

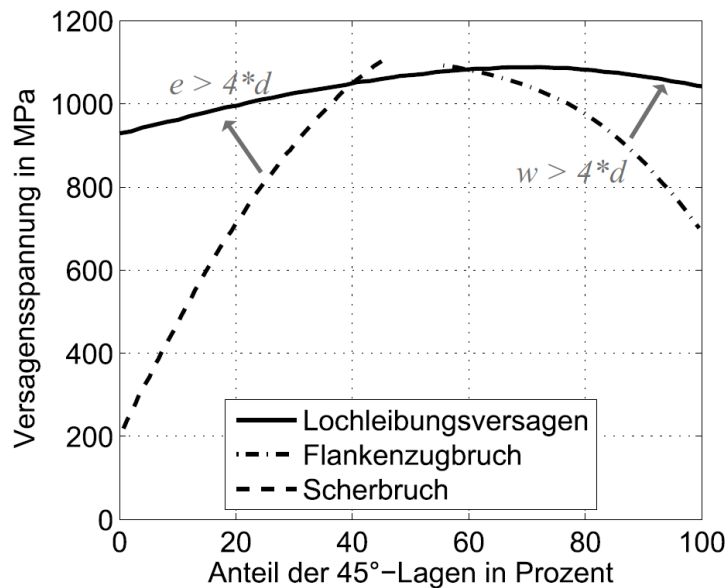


Abbildung 2.6: Abhängigkeit der Versagensspannung von dem Anteil der $\pm 45^\circ$ -Lagen bei Probekörpergeometrie: $w = e = 4 \cdot d$ nach [14]

Folgende Fertigungsabweichungen haben Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit bei formschlüssiger Bolzenverbindung:

- Nach [32] führt großes Bolzenspiel bei CFK-Proben zu einer Verminderung der Kontaktfläche und damit zu einer Reduzierung der Kraft, bei der sich das Loch aufweitet; die Lochleibungsfestigkeit wird davon kaum beeinflusst.
- Nach [28] führen unrunde Bohrungen zu einer geringen Reduktion der Verbindungsfestigkeit.
- Nach [28] kann die Verbindungsfestigkeit um circa 10 % abnehmen, wenn durch das Bohren Delaminationen um den Bohrungsrand entstehen.
- Nach [18] und [39] kann es bei mehrreihigen Bolzenverbindungen durch Fertigungsabweichungen des Lochbilds und einer damit einhergehenden ungleichen Lastverteilung zwischen den Bolzen zu einer Verminderung der Verbindungsfestigkeit führen.

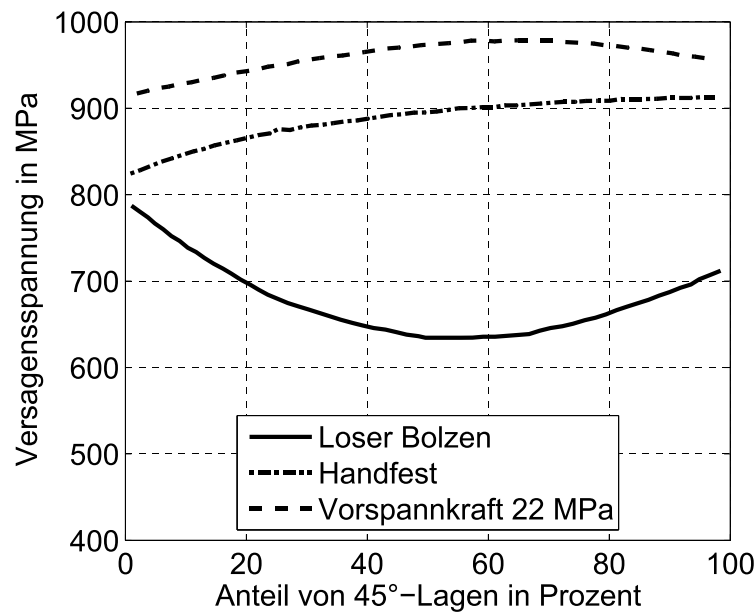


Abbildung 2.7: Einfluss einer zusätzlichen Vorspannung auf formschlüssige Bolzenverbindungen nach [27]

In vielen Untersuchungen (vergleiche Tabelle 2.1) wird neben der rein formschlüssigen Kraftübertragung analysiert, wie sich eine zusätzliche Schraubenvorspannung auf die Verbindungsfestigkeit auswirkt. Besonders deutlich lässt sich der Einfluss einer zusätzlichen Vorspannkraft anhand der Ergebnisse aus [27] erkennen, die in Abbildung 2.7 dargestellt sind. Dort wurden bei CFK-Proben, die aus 0°- und ±45°-Lagen bestehen, der Anteil der ±45°-Lagen variiert. An diesen CFK-Proben wurde dann die Verbindungsfestigkeit für eine formschlüssige Bolzenverbindung ohne Vorspannkraft, mit handfester Vorspannkraft und mit einer Vorspannkraft, die einer Flächenpressung unter der Kopfauflagefläche von 22 MPa entspricht, bestimmt. Es zeigt sich, dass selbst durch eine sehr geringe Vorspannkraft die Festigkeit der Verbindung stark gesteigert werden kann. Dies ist darauf zurückzuführen, dass ein Kippen des Bolzens stark verringert wird. Damit wird eine inhomogene Spannungsverteilung mit Maximum am Bohrungsrand verhindert, die normalerweise durch das Kippen des Bolzens entsteht. Durch eine Steigerung der Vorspannkraft auf ein höheres Niveau kann nach [3] zusätzlich durch Reibschluss mehr Kraft übertragen werden, was sich durch einen weiteren Anstieg der Verbindungsfestigkeit zeigt. Außerdem wird darauf hingewiesen, dass sich die Gefahr des Kippens eines Bolzens deutlich reduziert, was sich positiv auf die lokale Belastung an den Bohrungsändern auswirkt. Durch die Kraftumleitung in die Verbindungselemente und die reduzierte Kipp-

neigung des Bolzens wird die Gefahr eines Risses am Bohrungsrand stark reduziert. Außerdem wird in [40] beschrieben, dass durch Vorspannkraft das Versagen durch Delamination unterbunden werden kann.

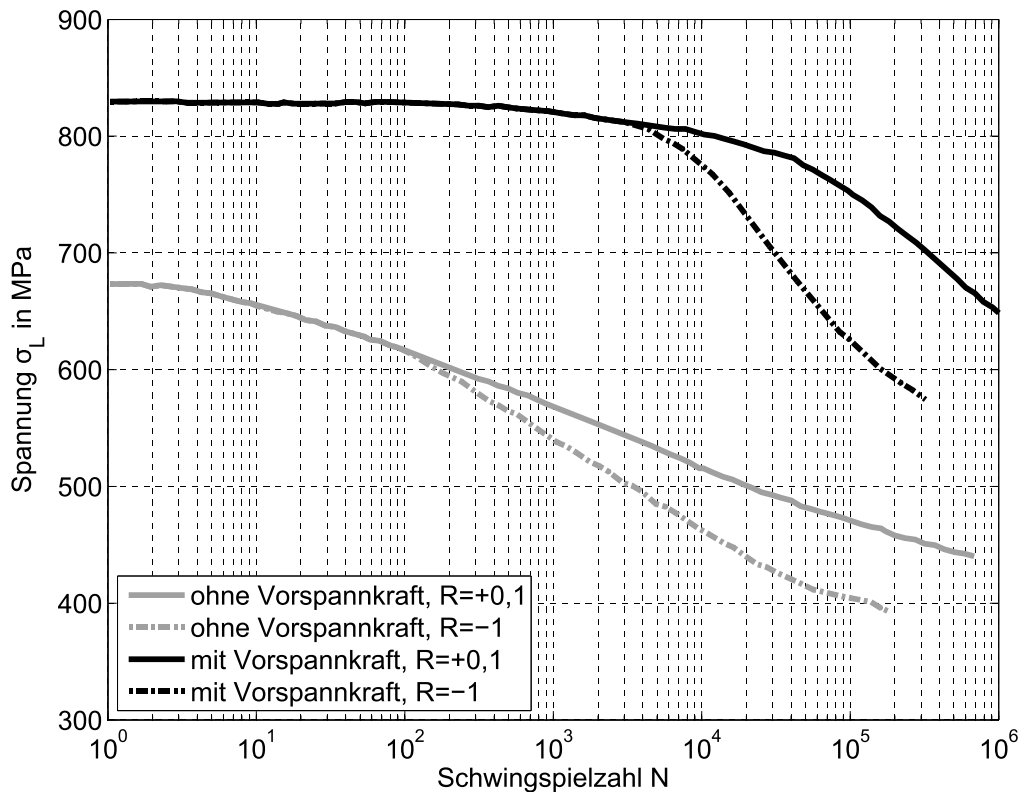


Abbildung 2.8: Einfluss der Vorspannkraft und des Lastverhältnisses auf die Lebensdauer nach [28]

In [28] werden Ergebnisse zum Einfluss einer zusätzlichen Vorspannung von formschlüssigen Bolzenverbindungen auf das Betriebsfestigkeitsverhalten beschrieben, die in Abbildung 2.8 dargestellt sind. Das Versuchsprogramm umfasst dabei Zug-scherversuche, die in einem Einstufenversuch belastet und dabei je mit und ohne Vorspannung durchgeführt werden. Außerdem wurde untersucht, wie sich das Spannungsverhältnis R auf die Lebensdauer auswirkt, indem Versuche im Wechselbereich $R = -1$ und im Zugschwellbereich $R = +0,1$ durchgeführt wurden. Es zeigt sich, dass der Wechselbereich $R = -1$ die kritischste Belastung darstellt. In [40] wird diese Beobachtung dadurch begründet, dass durch den Wechsel zwischen Zug- und Druckbelastung auf beiden Seiten des Bolzens Lochleibungsschädigungen erzeugt werden. Vergleicht man die experimentellen Ergebnisse der Versuche mit und ohne Vorspannkraft wird deutlich, dass sich durch den Einsatz der Vorspannung die ertragba-

re Lochleibungsfestigkeit mit steigender Schwingspielzahl weniger stark abflacht als im Versuch ohne Vorspannung. Die Reduktion der ertragbaren Last gegenüber der statischen Festigkeit bei 10^5 Schwingspielen beträgt zum Beispiel

- mit Vorspannung und $R = -1$ ungefähr 24 %,
- ohne Vorspannung und $R = -1$ ungefähr 40 %,
- mit Vorspannung und $R = +0,1$ ungefähr 10 % und
- ohne Vorspannung und $R = +0,1$ ungefähr 30 %.

Mit Vorspannung kann bei dieser Untersuchung mit einer Schwingspielzahl von 10^5 also ungefähr 27 % mehr Kraft übertragen werden. In [41] wurde beobachtet, dass anhand der Lochaufweitung das Lebensdauerende detektiert werden kann, da die Lochaufweitung in wenigen Zyklen von 1-2 % auf über 10 % ansteigt.

Sowohl in den statischen als auch den zyklischen Versuchen zeigt sich, dass die Leistungsfähigkeit einer formschlüssigen Bolzenverbindung durch zusätzlichen Reibschluss deutlich verbessert werden kann.

2.4.2. Reibschlüssige Schraubenverbindungen

Aufbauend auf der Erkenntnis, dass formschlüssige Bolzenverbindungen durch zusätzlichen Reibschluss verbessert werden können, stellt sich die Frage, ob eine rein reibschlüssige Krafteinleitung in FKV mittels Schraube Vorteile gegenüber der formschlüssigen Krafteinleitung bietet.

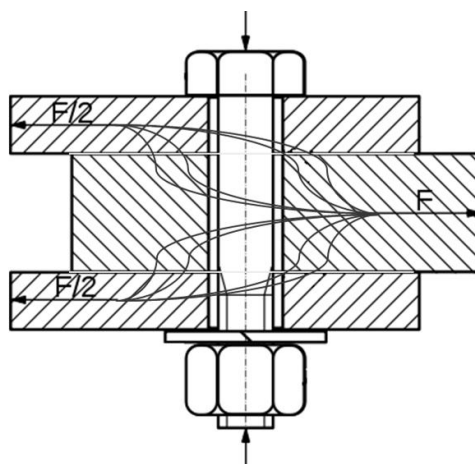


Abbildung 2.9: Schematische Darstellung des Kraftflusses in einer reibschlüssigen Bolzenverbindung

Die Vorteile der reibschlüssigen gegenüber der formschlüssigen Verbindung sind, dass durch den Kraftfluss, wie er in Abbildung 2.9 schematisch dargestellt ist, die Kerbwirkung an der Bohrung weniger zum Tragen kommt und der Kraftfluss großflächig über die Kontaktfläche zwischen den Fügepartnern erfolgt. Durch die großflächige Auflage der Verbindungselemente auf die Fügepartner und die hohe Vorspannkraft lässt sich diese Form der Verbindung nach [3] als Mehrschichtenverbund interpretieren, welcher eine Versteifung im Krafteinleitungsbereich bewirkt, da auch die Verbindungselemente zu einer Versteifung beitragen.

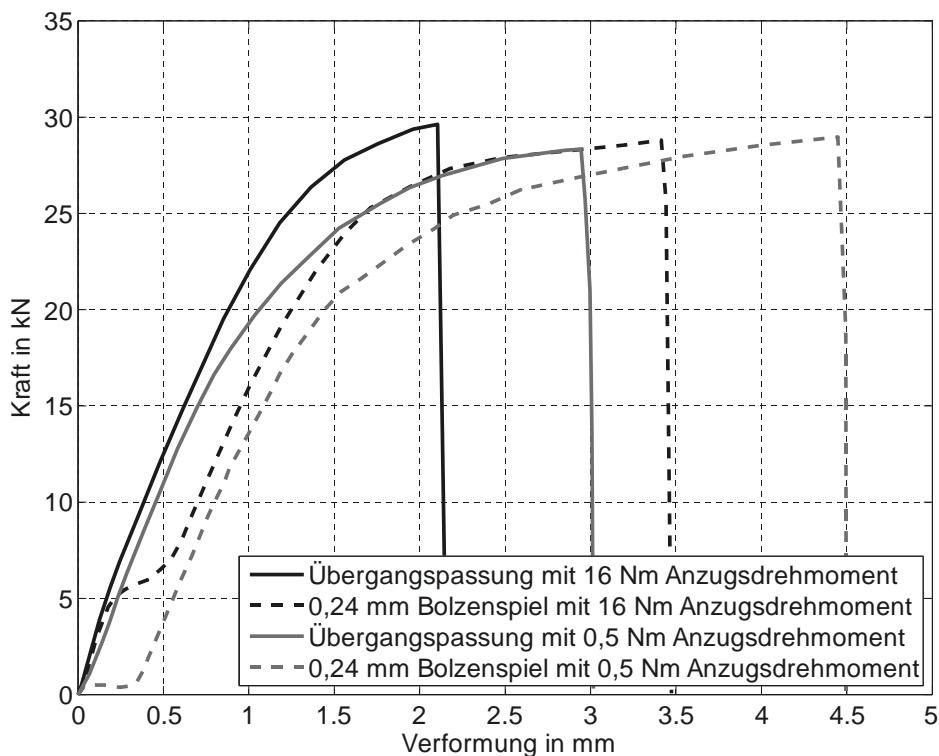


Abbildung 2.10: Einschnittiger Zugscherversuch mit einer Variation des Schraubanzugdrehmoments (0,5 und 16 Nm) und der Passung (Übergangspassung und 0,24 mm Spiel) nach [29]

Es existieren zahlreiche Untersuchungen zu formschlüssigen Bolzenverbindungen, die den Einfluss der Passung zwischen Bolzen und Bohrungsrand im Laminat auf die Verbindungsfestigkeit betrachten. Da in manchen dieser Untersuchungen auch Vorspannkraft appliziert wurden, kann eine solche Verbindung als reibschlüssige Bolzenverbindung bezeichnet werden. McCarthy [29] untersucht z. B. an einer einschnittigen Schraubverbindung von CFK-Proben, wie sich der Einfluss eines Bolzenspiels von 0,25 mm im Vergleich zu einer Übergangspassung auf die Lochleibungsfestigkeit auswirkt. Dazu wurde in Zugscherversuchen das Lastverformungs-

verhalten mit 0,5 Nm und 16 Nm Anzugsdrehmoment der Schraube experimentell ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 2.10 dargestellt und zeigen, dass in Abhängigkeit der Vorspannkraft die Verbindung mit Bolzenspiel eine Relativverschiebung der Fügepartner bei unterschiedlichen Kraftniveaus aufweist. Bei einem Anzugsdrehmoment von 0,5 Nm der Spannschraube bewegen sich die Fügepartner schon bei einem niedrigen Kraftniveau aufeinander zu bis das Spiel überwunden ist, der Bolzen an die Lochleibungen beider Fügepartner stößt und so eine formschlüssige Kraftübertragung herstellt. Mit einem Anzugsdrehmoment von 16 Nm findet der Versatz der Fügepartner erst ab einer Kraft von über 6 kN statt. Da nach der Relativverschiebung Formschluss hergestellt wird, versagt die Verbindung durch Lochleibungsversagen. Im Falle der hohen Schraubenvorspannung stellt sich bei der Verbindung mit Bolzenspiel eine geringe Abnahme der Lochleibungsfestigkeit ein, wohingegen bei einer geringen Schraubenvorspannung die Bolzenverbindung mit Spiel eine leichte Steigerung der Lochleibungsfestigkeit aufweist.

In [32] wird diese Beobachtung bestätigt. Allerdings zeigt sich bei der spielbehafteten Bolzenverbindung, dass die Verbindung eine größere Verformung aufweist und dadurch insgesamt mehr Energie absorbiert werden kann. Sowohl für eine geringe als auch für eine hohe Vorspannkraft beträgt die absorbierte Energie ungefähr das 1,5-fache, wenn hohes Bolzenspiel vorhanden ist. Darüber hinaus vertieft *McCarthy* seinen experimentellen Ansatz in [42] und [43] durch eine FE-Analyse. Die experimentellen Untersuchungen werden durch die FE-Modelle mit einer hohen Genauigkeit abgebildet. Aus den FE-Berechnungen lässt sich außerdem ableiten, dass sich die Belastung im Laminat über die Bauteildicke ändert und dass diese Lastverteilung durch den Lagenaufbau beeinflusst wird. Außerdem wird bei einem Vergleich der Faserbruchanstrengung mit den Versuchsdaten festgestellt, dass sich bei ersten Faserbrüchen, die mittels FE-Rechnungen bestimmt wurden, in den Versuchsdaten ein deutlicher Abfall der Verbindungssteifigkeit zeigt.

Aus den Untersuchungen von *McCarthy* lässt sich folgern, dass reibschlüssige Bolzenverbindungen im Vergleich zu formschlüssigen Bolzenverbindungen keine hohe Kraftübertragung bieten können. Dies begründet sich darin, dass in den Versuchen, selbst mit hoher Vorspannung, lediglich bis zu einem Kraftniveau von 20 % des Lochleibungsversagens die Kraft nur über Reibschluss übertragen werden kann. Im

Rahmen der Literaturrecherche zu dieser Arbeit wurde lediglich eine Quelle [44] gefunden, die sich explizit mit der reibschlüssigen Bolzenverbindung beschäftigt. Dort wird auch ein Konzept zur Steigerung des Reibwerts vorgestellt, um die Leistungsfähigkeit der Bolzenverbindung zu steigern. Durch das Einbringen einer Mikroverzahnung an dem metallischen Fügepartner konnte der Reibwert auf einen Wert von circa $\mu=0,4$ gesteigert werden. Untersuchungen zu Reibwerten beim Einsatz von FKV werden in Kapitel 2.5 zusammengefasst.

Eine weitere Möglichkeit, die Kraftübertragung zu steigern liegt darin, eine höhere Vorspannkraft aufzubringen, wobei hier die Gefahr besteht, dass durch das Überschreiten der zulässigen Flächenpressung eine Vorschädigung im Material erzeugt wird. Neben der Vorschädigung durch Überschreiten der zulässigen Flächenpressung kann durch Setzen die Vorspannkraft vermindert werden. Eine Literaturzusammenfassung zur zulässigen Flächenpressung und dem Setzverhalten von FKV wird in Kapitel 2.6 vorgestellt.

2.4.3. Reibschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen im Fahrradbau

Der Fahrradbau ist eine der wenigen Branchen, in denen Krafteinleitung in FKV-Strukturen meist mittels Reibschluss umgesetzt wird. Dies lässt sich damit begründen, dass Fahrräder ursprünglich in Metallbauweise ausgeführt wurden und dort seit Mitte der 90er Jahre der Anteil von FKV-Bauteilen stark zugenommen hat, um Gewicht einzusparen. Hierdurch entstand ein hohes Schadenspotenzial bei geklemmten FKV-Bauteilen, da CFK auch unerwünschte Eigenschaften im Vergleich zu Metallen aufweist. Insbesondere ist der Werkstoff relativ empfindlich gegenüber punktförmigen Krafteinleitungen sowie Querdruckbelastungen. Solche Belastungen treten vor allem dort auf, wo CFK-Strukturen kraft- oder formschlüssig mit anderen Bauteilen verbunden werden, insbesondere also an Klemmverbindungen. Die kritischsten Klemmungen an einem Fahrrad sind

- die Vorbau-Klemmungen einer CFK-Gabel,
- die Vorbau-Klemmungen eines CFK-Lenkers und
- die Klemmung an einer CFK-Sattelstütze,

da aufgrund eines Versagens an diesen Klemmungen ein sicheres Führen des Fahrrads schwierig oder sogar unmöglich wird und ernsthafte Verletzungen infolge eines Sturzes möglich sind.

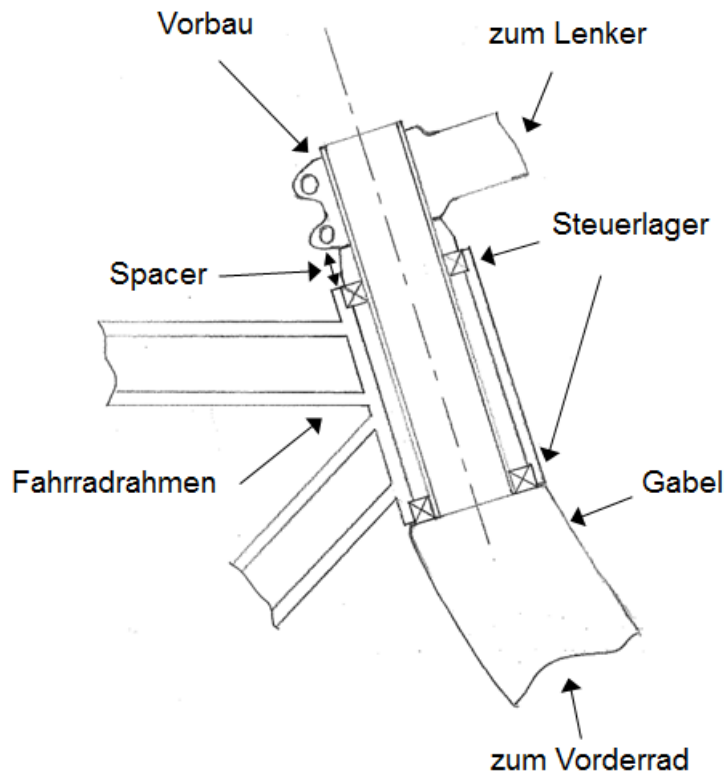


Abbildung 2.11: Prinzipskizze des Aheadset-Vorbauts

Der Vorbau ist das Bauteil an einem Fahrrad, das die Verbindung zwischen Gabel und Lenker herstellt und dazu dient, Lenkbewegungen zu übertragen. Außerdem wird über den Vorbau die Verstellbarkeit von Lenkerhöhe und des Abstandes zwischen Sattel und Lenker gewährleistet, was für die Sitzposition des Fahrers und damit für die Ergonomie maßgeblich ist. In Abhängigkeit der Sitzposition und vom Fahrstil kann der Lenker und damit der Vorbau durch das ganze Körpergewicht belastet werden. Im Wiegetritt kann die Biegebelastung durch die Abstützung der Tretkräfte am Lenker mehr als 250 Nm betragen [45]. Bei Sporträdern, insbesondere bei Rennrädern, existieren verschiedene konstruktive Lösungen des Vorbauts. Früher wurden z. B. häufig Vorbauten verwendet, die in den Gabelschaft eingesteckt und dann über einen Spreiz- oder Schrägkonus verklemt wurden. Durch eine Spannschraube wird eine Kraft auf den Konus aufgebracht, die dann die benötigte Kraftübertragung durch Klemmen ermöglicht. Bei Rennrädern und Mountainbikes hat sich der Aheadset-

Vorbau durchgesetzt. In Abbildung 2.11 ist der Aheadset-Vorbau in einer Prinzipskizze abgebildet. Bei dieser Art von Lenkeranbindung wird der Vorbau auf den Gabelschaft gesteckt. Die Klemmung wird über eine geschlitzte Nabe mit üblicherweise zwei Spanschrauben realisiert. Die Position des Lenkers kann nicht eingestellt werden und wird durch die Beschaffenheit des Vorbaus – genauer gesagt durch Vorbaulänge und -winkel – festgelegt.

Die Funktion der Sattelstütze besteht darin, die Sitzposition des Fahrers festzulegen und den Sattel zu befestigen. Um eine verbesserte Ergonomie zu erreichen, sind Sattelstützen so ausgeführt, dass eine Höhen-, Horizontal- und Neigungsverstellbarkeit gegeben ist. Die Horizontal- und Neigungsverstellbarkeit wird in der Regel in der Klemmung zwischen Sattel und Sattelstütze realisiert. Zur Gewährleistung der Höhenverstellbarkeit wird die Sattelstütze im Fahrradrahmen geführt und durch eine Klemmung fixiert.

In [46] wird eine Testreihe an Leichtbau-Sattelstützen beschrieben, die mittels einer zyklischen Prüfung verglichen werden. In der Testreihe wurden fünf Sattelstützen aus Aluminium und sieben Sattelstützen aus CFK untersucht. Für jeden Sattelstützentyp wurden drei Proben geprüft. Bei drei der sieben CFK-Sattelstützen trat ein Bruch im ersten Belastungszyklus an der Klemmung auf. Die restlichen Sattelstützen aus CFK bewältigten die in der DIN EN 14766 [47] vorgeschriebenen 150.000 Lastwechsel ohne erkennbare Schäden. Diese Testreihe zeigt, dass CFK-Sattelstützen die Anforderungen bezüglich ihrer Lebensdauer erfüllen können; gleichzeitig wird aber auch aufgezeigt, dass es Sattelstützen am Markt gibt, die eine unzureichende Festigkeit aufweisen, was auf eine mangelhafte Auslegung oder aber auch auf einen unsicheren Fertigungsprozess zurückzuführen ist.

Eine weitere umfassende Testreihe an 17 Lenker-Vorbau-Baugruppen wird in [48] beschrieben. Dabei wurden zehn Lenker aus CFK, fünf Lenker aus Aluminium, ein Lenker in Hybrid-CFK-Aluminium-Bauweise sowie ein Lenker aus Titan in Kombination mit Vorbauten, die von den Herstellern zu den jeweiligen Lenkern empfohlen werden, untersucht. Von jeder Lenker-Vorbau-Kombination wurden drei Proben experimentell untersucht. Es wurden zwei verschiedene Belastungskollektive angewandt. Eine Probe wurde mit dem Lastkollektiv, das in der DIN EN 14781 [47] be-

schrieben ist, belastet und zwei weitere Proben mit einem „Multiload“-Lastkollektiv, das aus Messdaten abgeleitet wurde und insgesamt als realitätsnäher einzustufen ist. Die Prüfung nach Norm wurde mit Erreichen der dort definierten Zyklenzahl eingestellt, wohingegen das „Multiload“-Lastkollektiv bis zum Bruch einer Komponente fortgesetzt wurde, um die Lebensdauer der Lenker-Vorbau-Kombination vergleichen zu können. Bei den beiden „Multiload“-Prüfungen streuten dabei die erreichten Zyklenzahlen bei manchen Lenker-Vorbau-Kombinationen stark, was in [48] durch Verarbeitung und Qualitätssicherung erklärt wird. Bei den CFK-Lenkern differierte die erreichte Zyklenzahl teilweise um über 90 %, wohingegen bei den Aluminium-Lenkern die Differenz bei unter 13 % lag. Um die CFK-Lenker untereinander zu vergleichen, wurde die im „Multiload“-Lastkollektiv erreichte Zyklenzahl ins Verhältnis zum Gewicht gesetzt und verglichen. Der Vergleich verdeutlicht, dass sich die CFK-Lenker deutlich unterscheiden. Der CFK-Lenker mit der geringsten Lebensdauer brach nach 4001 bzw. 4003 Zyklen und wog 150 g wohingegen beim Testsieger mit einem Gewicht von 227 g beide „Multiload“-Tests bei 1.000.000 Zyklen gestoppt wurden. In dieser Untersuchung zeigt sich das gleiche Bild, wie in der voran angeführten Untersuchung von Sattelstützen: es gibt Komponenten am Markt, welche die Anforderungen problemlos erfüllen und darüber hinaus eine hohe Lebensdauer und damit eine hohe Zuverlässigkeit aufweisen, wohingegen es immer noch Produkte gibt, die unzureichende mechanische Eigenschaften aufweisen.

Eine weiteres Indiz für das hohe Schadenspotenzial bei Klemmungen im Fahrradbau ist der Rückruf [1] des Fahrradherstellers Specialized für die Modelljahre 2012 und 2013. Der Rückruf umfasste dabei 12.000 Rennräder und Rahmensets, da der Klemmbereich der Gabel bruchgefährdet war. Auslöser für die Rückrufaktion waren zwei Gabelbrüche an den Gabeln der genannten Modelljahre. Bei einem dieser Gabelbrüche erlitt das Unfallopfer erhebliche Verletzungen.

Neben den genannten Testreihen an geklemmten CFK-Komponenten aus Fahrradzeitschriften, sind wenige weitere Untersuchungen von geklemmten CFK-Bauteilen veröffentlicht. Bis dato ist [49] eine der wenigen wissenschaftlichen Abhandlungen über geklemmte Fahrradbauteile, in der die Klemmung zwischen einem Aluminium-Lenker und einem Aluminium-Vorbau sowohl analytisch als auch experimentell untersucht wird. Aufbauend auf der für Metalle etablierten Lebensdauerberechnung

durch das Konzept der linearen Schädigungsakkumulation [50] wird dort rechnerisch nachgewiesen, dass der Einfluss der Klemmung (Montagespannungen) auf die Werkstoffbeanspruchung und damit der Einfluss auf die Lebensdauer signifikant ist. Diese Hypothese wurde in der Untersuchung anhand zyklischer Untersuchungen an der Baugruppe überprüft. Hierbei zeigt sich, dass die Berücksichtigung der Montage- spannungen bei niedrigen Kräften bzw. bei hohen Zyklenzahlen zur richtigen Vorher- sage führt, wohingegen sich bei hohen Kräften bzw. niedrigen Zyklenzahlen Abwei- chungen ergeben.

2.5. Reibwerte von Paarungen mit FKV

In [51] wird Reibung als Wechselwirkung zwischen sich berührenden, relativ zuei- nander bewegten Stoffbereichen von Körpern beschrieben, die entgegen der Rela- tivbewegung wirkt. Dort wird außerdem darauf hingewiesen, dass Reibung – und Verschleiß – keine geometrie- oder stoffspezifischen Eigenschaften, sondern Sys- temeigenschaften sind. Das System besteht dabei aus den Fügepartnern und mögli- chen Zusätzen zur Modifikation des Systems, wie z. B. Schmierung zur Reduktion der Reibung und des Verschleißes. Die Reibung kann durch den Reibwert charakte- risiert werden, der sich wie folgt aus der Normalkraft F_N und Reibungskraft F_R be- rechnet:

$$\mu = \frac{F_R}{F_N} \quad (2.2)$$

Der Einfluss der Faserorientierung an der Oberfläche von FKV-Proben auf den Reibwert wird in [52] untersucht. Die Untersuchung kommt zu dem Ergebnis, dass die Reibung am geringsten ist, wenn die Fasern parallel zur Gleitrichtung angeordnet sind. Für eine Anordnung senkrecht zur Gleitrichtung hingegen ist der Reibwert ma- ximal.

In [53] wird der Reibwert von Glas-, Kohlenstoff- und Aramidfasern mit einer Matrix aus Phenolharz in Kontakt mit Grauguss ermittelt. Der Reibwert liegt dabei

- für den glasfaserverstärkten Verbund zwischen 0,25 und 0,35 sowie
- für den kohlenstofffaserverstärkten Verbund zwischen 0,2 und 0,3 und
- für den aramidfaserverstärkten Verbund zwischen 0,4 und 0,5.

Ferner wird der in [52] dargelegte Einfluss der Faserorientierung an der Oberfläche auf den Reibwert bestätigt.

Nach [54] variiert der Haftreibungswert zwischen metallischen Unterlegscheiben und kohlenstofffaserverstärkten Probekörpern mit Epoxidmatrix je nach Unterlegscheibenmaterial von 0,1 bis 0,13. Eine geringe Abhängigkeit des Reibwerts von der Faserorientierung an der Oberfläche ist hier ebenfalls festzustellen.

In [55] wird eine wiederholende Messung beschrieben, bei der CFK-Proben mit Epoxid-Matrix in Eingriff mit rostfreiem Stahl stehen. Hierbei kann eine Zunahme des Reibwerts von 0,1 auf 0,25 festgestellt werden. Die Untersuchung kommt außerdem zu dem Ergebnis, dass der Reibwert bei einer Faserorientierung von 90° am höchsten ist und durch die wiederholende Prüfung der Reibwert kontinuierlich ansteigt.

Das Ziel der Untersuchung in [56] ist es, den Reibwert zwischen einer CFK-Probe mit Epoxid-Matrix und Aluminium durch einen wiederholenden Reibungsversuch zu messen und dabei die Verschleißmechanismen mit einem Rasterelektronenmikroskop zu analysieren. Die wiederholte Reibungsprüfung zeigt dabei, dass der Reibwert von einem Anfangswert von 0,23 auf einen Maximalwert von 0,68 ansteigt, um dann auf einen Wert von circa 0,4 abzufallen. Außerdem wird festgestellt, dass der Reibwert unabhängig von der Höhe der Normalkraft ist. Während der wiederholten Reibbelastung bilden sich Risse in der Matrix und führen zu Ausbrüchen von kleinen Stücken der obersten CFK-Lage. Außerdem lösen sich einzelne Fasern bis hin zu Faserbündeln. Die ausgebrochenen Faserstücke verursachen auf der Aluminiumoberfläche Kratzer, während der Abrieb sich nur auf der CFK-Oberfläche absetzt und kaum an der Aluminiumoberfläche anhaftet. Dass sich bei einer Relativbewegung an denen FKV-Werkstoffe beteiligt sind, eine Abriebschicht an der Oberfläche bildet, wird auch in [57; 55; 58; 56] beobachtet.

In [44] wird ein Konzept zur Reibwertsteigerung vorgestellt, das direkt auf die reibschlüssige Verbindung von GFK und Stahl mittels Schraubverbindung abzielt. Das Konzept sieht vor, dass auf dem metallischen Fügepartner durch Fräsen eine mikrogezahnte Oberfläche hergestellt wird, die beim Aufbringen der Vorspannkraft in den GFK-Fügepartner eindringt und dadurch eine höhere Kraftübertragung sicherstellt. Mit diesem Konzept kann ein Reibwert von 0,4 zwischen Stahl und GFK erzielt wer-

den, wohingegen ohne Zahnung bzw. mit geschliffener Stahloberfläche der Reibwert knapp unter 0,1 liegt. Nachteile dieser Lösung sind, dass FKV-Werkstoffe, insbesondere CFK in Verbindung mit Metallen, aufgrund des galvanischen Potentials zur Korrosion neigen und dass die Herstellung der mikrogezahnten Oberfläche am metallischen Fügepartner als aufwendig und damit als teuer anzusehen ist.

Aus den Patentschriften [59–62] sind Reibschichten mit Hartpartikeln zur Reibwert-erhöhung bekannt, die in metallische Schichten eingebracht werden. Es besteht für die Anwendung einer kraftschlüssigen Schraubverbindung im Automobil jedoch die Notwendigkeit, Korrosion zu vermeiden. Aufgrund des erhöhten Korrosionspotentials der metallischen Trägerschichten ist diese Vorgehensweise nicht zielführend, da selbst bei einer Trägerschicht aus rostfreiem Stahl Korrosion an den anderen metallischen Verschraubungselementen möglich ist.

In der Fahrradbranche werden sogenannte Carbon-Montagepasten (CMP) eingesetzt, die bei geklemmten Fahrradkomponenten zum Einsatz kommen. Es besteht ein Patent [63] über die Herstellung einer solchen CMP. Die Grundmasse bildet eine Paste, die aus Grundöl mit Verdickungsmittel besteht, der Hartpartikel beigemischt werden. Die CMP wird erst durch ihre pastöse Form bei einschnittigen Klemmungen einsetzbar und bewirkt eine Reibwertsteigerung durch das Einbringen der Partikel. Ein Nachteil dieser Paste ist, dass durch wiederholte Applikation nicht sichergestellt werden kann, dass eine ausreichende Menge der CMP in der Verbindung vorhanden ist und der gewünschte Reibwert erreicht wird. Ein Reibwert der beim Einsatz dieser Pasten erreicht wurde, wurde bisher nicht quantifiziert.

In [64] wird, zur Verbesserung der Krafteinleitung von Schleuderbeton in CFK-Stäbe, die Oberfläche der CFK-Stäbe mit Epoxid-Klebstoff und Al_2O_3 -Granulat beschichtet. Mit dieser Methode kann eine deutliche Steigerung der Kraftübertragung ermöglicht werden.

2.6. Zulässige Flächenpressung von FKV

Bei reibschlüssiger Krafteinleitung in FKV-Bauteile ist das Aufbringen einer möglichst hohen Vorspannkraft wichtig. Allerdings ist durch die zulässige Flächenpressung eine Grenze gegeben, ab der Schädigungen im Material auftreten. Grundsätzlich be-

steht bei metallischen Schrauben ein linearer Zusammenhang zwischen dem Anzugsdrehmoment und der Vorspannkraft, die durch das Verschrauben erzeugt wird. Dies begründet sich darin, dass beim Festziehen der Schraube durch die Gewindesteigung die Schraube gedehnt wird und dadurch eine Druckkraft auf die Fügepartner aufgebracht wird. Da metallische Schrauben im zulässigen Belastungsbereich ein linear elastisches Materialverhalten besitzen, führt dies zur dem linearen Zusammenhang zwischen dem Anzugsdrehmoment und der Vorspannkraft.

Es existiert eine Richtlinie [65], die Anzugsdrehmomente und damit die Vorspannkraft von bestimmten Schraubentypen beim Fügen von metallischen Bauteilen für den Einsatz in der Luft- und Raumfahrt definiert. Ziel dieses Standards ist es, ein Überschreiten der zulässigen Flächenpressung zu verhindern. In [66] wird überprüft, ob die in [65] genannten maximalen Anzugsdrehmomente der Schraubentypen beim Fügen von CFK-Bauteilen ebenfalls Gültigkeit haben. Dazu wurden Verschraubungsversuche an CFK-Proben durchgeführt und mit Hilfe der zerstörungsfreien Schallemissionsprüfung Schädigungen detektiert. Die Untersuchungen zeigen, dass die CFK-Proben nicht durch die in [65] vorgegebenen Anzugsdrehmomente beschädigt werden. Eine weitere umfangreichere Untersuchung zu dem Standard [65] wurde in [67] durchgeführt. Auch hier zeigte sich, dass für die untersuchten Schraubentypen bei den genannten Anzugsdrehmomenten, keine Schäden im CFK entstehen. Es wird aber in der Untersuchung darauf hingewiesen, dass bei Schraubenverbindungen von FKV-Bauteilen die Materialeigenschaften (wie z. B. Laminataufbau, Faser, Matrix) und die geometrischen Eigenschaften (wie z. B. Laminatdicke, Schraubengröße und Bolzenspiel) stark variieren können. Daher wird empfohlen, dass mittels Schallemissionsprüfung und Verschraubungstest Schädigungen ausgeschlossen werden sollen.

Explizite Angaben zur zulässigen Flächenpressung von Werkstoffen finden sich z. B. in [68]. Dort wird eine zulässige Flächenpressung für GFK von 120 MPa und für CFK von 140 MPa angegeben. Im Vergleich dazu, werden für Baustähle zulässige Flächenpressungen von 260 bis 420 MPa und für Aluminiumlegierungen 140 bis 370 MPa genannt. In [69] wird hingegen eine zulässige Flächenpressung für Baustähle von mindestens 490 MPa genannt und in [44] sogar 740 MPa. Für Aluminiumlegierungen stimmen die Angaben in [69] weitestgehend mit denen aus [68] überein.

In [44] werden ebenfalls zulässige Flächenpressungen von verschiedenen Werkstoffgruppen verglichen und unter anderem eine zulässige Flächenpressung von 100 MPa für GFK genannt. Werden die Minimalwerte aus den genannten Literaturstellen für einen Vergleich herangezogen, ergeben sich folgende Werte:

- 100 MPa für GFK,
- 140 MPa für CFK,
- 140 MPa für Aluminiumlegierungen und
- 260 MPa für Baustahl.

Im Vergleich wird deutlich, dass die FKV-Werkstoffe eine geringere Flächenpressung ertragen als Baustähle. Dabei gibt es Literaturstellen, die deutlich höhere zulässige Flächenpressungen für Baustähle angeben, wodurch die Varianz zwischen den angegebenen Werten noch deutlicher ausfällt. Auch für Aluminium gibt es Literaturstellen, die höhere Werte für die zulässige Flächenpressung angeben, aber es zeigt sich, dass diese auch deutlich geringer als bei Baustahl sind und ungefähr auf dem Niveau von CFK liegen können. Dies bedeutet, dass bei Schraubenverbindungen mit FKV-Werkstoffen bei gleicher Kopfauflagefläche tendenziell geringere Vorspannkraften möglich sind als bei metallischen Werkstoffen. Dadurch würde die Kraftübertragung durch Reibschluss geringer ausfallen, was sich aber durch eine größere Dimensionierung der Kopfauflagefläche grundsätzlich kompensieren lässt.

2.7. Vorspannkraftverlust bei Schraubenverbindungen mit FKV

Um reibschlüssige Krafteinleitung mittels einer Schraubenverbindungen in FKV-Bauteile zu ermöglichen, ist es wichtig, dass das Langzeitverhalten der Vorspannkraft bekannt ist, da durch Setzen und Kriechen die Vorspannkraft reduziert werden kann. Nach [69] ist unter Setzen ein plastisches Einebnen von Oberflächenrauigkeiten in den Auflageflächen, den belasteten Flanken der gepaarten Gewinde und sonstigen Trennfugen zu verstehen. Außerdem wird dort Kriechen als Relaxation der gefügten Werkstoffe bezeichnet, was zu einem Vorspannkraftverlust führen.

Bei formschlüssigen Bolzenverbindungen, die über eine zusätzliche Vorspannung verfügen, wird aufgrund der geringen Erkenntnisse zu dieser Thematik davon ausgegangen, dass sich die Vorspannkraft durch Setzen und Kriechen der Kunststoffmatrix

auf nahezu Null reduzieren kann [44]. In [69] werden neben dem Setzen und Kriechen folgende weitere Ursachen für Vorspannkraftverluste genannt, die in dieser Arbeit nur bedingt relevant sind:

- Temperaturwechsel,
- selbsttätiges Losdrehen,
- Anziehen weiterer Schrauben in der Umgebung und
- Überlastung der Verbindung.

Eine der ersten Untersuchungen die zu diesem Thema durchgeführt wurde, ist in [70] veröffentlicht. In der Untersuchung wird numerisch untersucht, wie sich Feuchte und Temperatur auf die Vorspannkraft von geklemmten CFK Proben mit Epoxid-Matrix auswirken und inwieweit diese reduziert wird. Um die theoretischen Ergebnisse mit experimentellen Daten abzugleichen, wurde die Vorspannkraft mit einer Messschraube über eine Zeit von 2000 Stunden bei folgender Konditionierung und Klimatisierung gemessen (vergleiche Abbildung 2.12):

- 23° C und 0,46 % Feuchte,
- 23° C und trocken und
- 66° C und trocken.

Es zeigte sich, dass der theoretisch bestimmte Vorspannkraftverlust erheblich größer als der experimentell ermittelte ist und dass kaum ein Unterschied zwischen den Messungen bei 23° C und 66° C besteht, die in Abbildung 2.12 dargestellt sind. Die Messdaten der Probe bei Raumtemperatur und einer Feuchte von 0,46 % zeigen einen geringfügig höheren Vorspannkraftverlust.

In [71] wurden ebenfalls Messungen durchgeführt, um den Vorspannkraftverlust zu bestimmen. Es wurden Messungen bei 80° C und 100° C mit CFK-Proben mit jeweils PEEK- und Epoxid-Matrix sowie zusätzlich an einer Reinharzprobe aus dem eingesetzten Epoxid-Harz durchgeführt, die in Abbildung 2.12 im Vergleich zu [70] dargestellt sind. Alle Versuche zeigen einen ausgeprägten Verlust der Vorspannkraft. Außerdem kann ein deutlich höherer Temperatureinfluss bei der Epoxid-Matrix als bei der PEEK-Matrix festgestellt werden. Da in der Veröffentlichung keine Angaben über

die Epoxid-Matrix gemacht wurden, könnte eine zu geringe Glasübergangstemperatur des Harzes für dieses Verhalten verantwortlich sein.

In [71] wurde ebenfalls der Einfluss der Vorspannkrafthöhe auf den Vorspannkraftverlust nach 500 Stunden bei 100° C untersucht. Dabei zeigte sich, dass der prozentuale Vorspannkraftverlust mit höherer Vorspannung reduziert werden kann. Für CFK mit der Epoxid-Matrix kann der Vorspannkraftverlust von nahezu 100 % (bei 10 kN) auf 70 % (bei 35 kN) reduziert werden. Wohingegen sich bei CFK mit einer PEEK-Matrix sich der Verlust von 35 % (bei 10 kN) auf 20 % (bei 35 kN) reduziert. Als Grund für den geringeren Vorspannkraftverlust bei thermoplastischer im Vergleich zu duroplastischer Matrix wird angeführt, dass das ausgeprägte Kriechverhalten bei Thermoplasten dazu führt, dass im geklemmten Bereich der CFK-Probe die Matrix kriecht und sich ein höherer Faservolumengehalt einstellt. Der höhere Faservolumengehalt führt dazu, dass ein höherer Anteil an Fasern vorhanden ist und da die Fasern kein Kriechverhalten zeigen, fällt der Vorspannkraftverlust geringer aus. Ob die Unterschiede zwischen den beiden Matrices nicht durch unterschiedliche Glasübergangstemperaturen verursacht werden, bleibt offen.

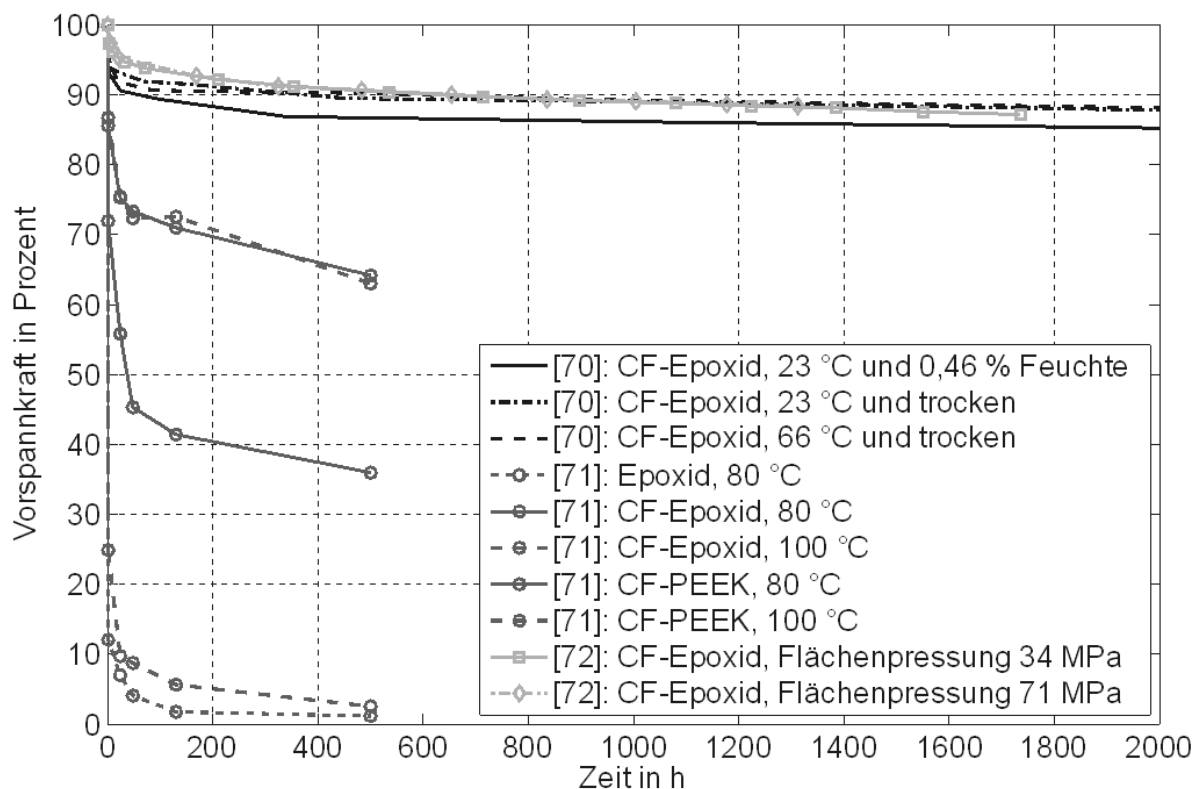


Abbildung 2.12: Gemessener Vorspannkraftverlust nach [70], [71] und [72]

In der Untersuchung [72] wurde eine CFK-Probe mit Epoxid-Matrix zwischen zwei Schrauben verspannt und der Vorspannkraftverlust bei zwei verschiedenen Flächenpressungen bestimmt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 2.12 dargestellt und zeigen kaum einen Einfluss der Flächenpressung auf den Vorspannkraftverlust. Außerdem umfasst die Untersuchung das erneute Anziehen der Schrauben auf das Anfangsdrehmoment und die Auswirkung dessen auf das Relaxationsverhalten.

Vergleicht man die Vorspannkraft von [70] und [72], zeigt sich eine deutliche Übereinstimmung, sowohl in quantitativer als auch qualitativer Hinsicht; diese Ergebnisse zeigen, dass der Vorspannkraftverlust bei circa 10 % liegt und dass sich der Vorspannkraftverlust wahrscheinlich asymptotisch verhält. In [71] wird hingegen ein völlig anderes Verhalten beschrieben, da hier ein sehr hoher Vorspannkraftverlust beobachtet wird. Ob die Ergebnisse durch ein Überschreiten der Glasübergangstemperatur verursacht werden, lässt sich aufgrund fehlender Angaben nicht überprüfen. Würde ein Überschreiten der Glasübergangstemperatur vorliegen, wäre durch die Auswahl eines anderen Matrixsystems oder durch Modifikation der Glasübergangstemperatur bei dem verwendeten Matrixsystem durch Tempern eine Möglichkeit gegeben, Vorspannkraft über längere Zeit aufrechtzuerhalten.

3. Zielsetzung und Vorgehensweise

Ziel dieser Arbeit ist es, aufzuzeigen ob und inwieweit sich eine Erhöhung des Reibwerts bei reibschlüssigen Krafteinleitungen von Verbindungen mit FKV-Bauteilen zu einer Verbesserung der statischen und zyklischen Verbindungsfestigkeit eignet. Dabei bilden experimentelle Ergebnisse eine Basis, anhand derer aufgezeigt wird, inwieweit analytische und numerische Modelle genutzt werden können, um die reibschlüssige Krafteinleitung in FKV abzubilden.

Die häufigste reibschlüssige Verbindung ist die Schraubverbindung, die bei FKV-Werkstoffen selten zum Einsatz kommt, da dem Stand der Forschung nach wenige Erkenntnisse über diese Art der Krafteinleitung in FKV existieren. In Kapitel 2.7 wurde dargelegt, dass bei verschraubten FKV-Laminaten ein Vorspannkraftverlust auftreten kann. Sicherheitshalber erfolgt deshalb die Auslegung bei FKV-Bauteilen in der Regel auf Lochleibung. Um eine hohe Vorspannkraft bei FKV-Laminaten aufrecht zu erhalten, wird experimentell überprüft, welche Konzepte geeignet sind, den Vorspannkraftverlust zu minimieren. Das Vermeiden von Schädigungen durch zu hohe Vorspannkraften bei verspannten FKV-Bauteilen wird durch das experimentelle Bestimmen einer zulässigen Flächenpressung für die eingesetzten FKV erreicht. Außerdem werden Konzepte zur Steigerung des Reibwerts prototypisch umgesetzt und anhand einer Haftreibwertprüfung quantifiziert. Die erfolgreichsten Konzepte zur Steigerung des Reibwerts und zur Minimierung des Vorspannkraftverlusts werden dann in einer exemplarischen Multimaterial-Schraubverbindung umgesetzt und mit dem Fokus auf der mechanischen Leistungsfähigkeit durch statische und zyklische Untersuchungen analysiert. Abschließend wird die Anwendbarkeit von analytischen Berechnungsmethoden auf die Multimaterial-Schraubverbindung untersucht und mit Hilfe dieser werden weitere Verbesserungsmöglichkeiten zur Steigerung der mechanischen Leistungsfähigkeit der Verbindung identifiziert.

Bei den in Kapitel 2.4.3 angeführten Beispielen von Materialschäden an geklemmten CFK-Bauteilen im Fahrradbau lassen sich Defizite bei der Auslegung dieser Bauteile und ihrer Anbindungstechnologie erkennen. Vor allem bei der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung besteht eine hohe Verletzungsgefahr, da ein Versagen an dieser Stelle zwangsläufig zum Sturz führt. Bei dem bisherigen Stand der Forschung fehlt eine

ausreichende Betrachtung der an Klemmverbindungen von CFK-Bauteile auftretenden Beanspruchungen und damit der Sicherheit dieser im Betrieb. Da der Verbindung zwischen Vorbau und Gabelschaft besondere sicherheitsrelevante Bedeutung zukommt, wird eine marktübliche Gabelschaft-Vorbau-Klemmung im Rahmen dieser Arbeit experimentell und numerisch auf die Belastungen durch die Montage sowie im Betrieb untersucht. In einer Voruntersuchung zu dieser Arbeit [73] zeigte sich, dass eine Optimierung der Verbindung am effektivsten durch die Steigerung des Reibwerts erreicht werden kann. Daher wird zunächst geprüft, inwieweit der Reibwert der Verbindung durch Modifikationen gesteigert wird und eine prototypische Umsetzung erfolgen kann. Im Anschluss wird der Einfluss einer Reibwertsteigerung auf die statische und zyklische Verbindungsfestigkeit der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung durch experimentelle Untersuchungen überprüft.

4. Reibwerteinfluss auf reibschlüssige Schraubenverbindungen

In den Ausführungen zum Stand der Forschung konnte aufgezeigt werden, dass bislang wenige Erkenntnisse über die reibschlüssige Krafteinleitung mittels Schraubverbindung in FKV existieren. Es gibt drei Hauptaspekte, über die detailliertes Wissen nötig ist, um eine Schraubverbindung sicher auslegen zu können:

- Haftreibwert,
- zulässige Flächenpressung,
- Vorspannkraftverlust.

Diese Aspekte werden in diesem Kapitel näher betrachtet. Dazu wird zunächst der Haftreibwert zwischen Stahl und CFK experimentell untersucht, um Konzepte zur Steigerung des Reibwerts zu quantifizieren. Um nähere Erkenntnisse über die zulässige Flächenpressung von CFK-Laminaten zu gewinnen, werden entsprechende Proben mit einem Stempel belastet und mit Hilfe der Schallemissionsmethode Schädigungen detektiert, um eine Belastungsgrenze zu definieren. Danach werden Messungen des Vorspannkraftverlusts an verschraubten CFK-Proben durchgeführt, um die Ergebnisse von Messungen des Vorspannkraftverlusts aus der Literatur (vergleiche Kapitel 2.7), die sehr unterschiedlich ausfallen, auf ihre Plausibilität zu prüfen. Außerdem werden quasi-statische, doppelschnittige Zugscherversuche durchgeführt, um eine Variation des Haftreibwerts und der Vorspannkraft anwendungsnah abzubilden. Abschließend wird anhand zyklischer Zugscherversuche geprüft, ob die umgesetzten Konzepte zur Reibwertsteigerung auch bei wiederholter Belastung aufrechterhalten bleiben.

4.1. Eingesetzte Materialien

Dieses Kapitel gibt eine Übersicht über die bei experimentellen Untersuchungen eingesetzten Materialien. Zur Untersuchung von reibschlüssigen Schraubverbindungen werden unter anderem Versuche zur Bestimmung der maximal zulässigen Flächenpressung, des Vorspannkraftverlusts sowie doppelaschige Zugscherversuche an vier verschiedenen endloskohlenstofffaserverstärkte Polymerwerkstoffen durchgeführt. Um eine bessere Unterscheidung dieser vier Materialien zu ermöglichen, wer-

den folgende Kürzel für die eingesetzten Materialien verwendet, die in den folgenden Unterkapiteln näher beschrieben werden:

- CF-EP-VARI: vergleiche Kapitel 4.1.4
- CF-EP: vergleiche Kapitel 4.1.3
- CF-PA6: vergleiche Kapitel 4.1.3
- CF-PA66: vergleiche Kapitel 4.1.5.

4.1.1. Herstellung der Hartpartikelträgerfolie

Anhand der Ergebnisse in Kapitel 2.5 kann aufgezeigt werden, dass Beschichtungen, bei denen Hartpartikel eingefügt werden, zu einer Reibwertsteigerung führen können. Da für die betrachteten Konzepte meistens elektrisch leitende Materialien eingesetzt werden und dadurch ein erhöhtes Korrosionspotential vorliegt, wird in dieser Arbeit eine sogenannte Hartpartikelträgerfolie in einem manuellen Verfahren prototypisch hergestellt bei der elektrisch isolierende Materialien zum Einsatz kommen.

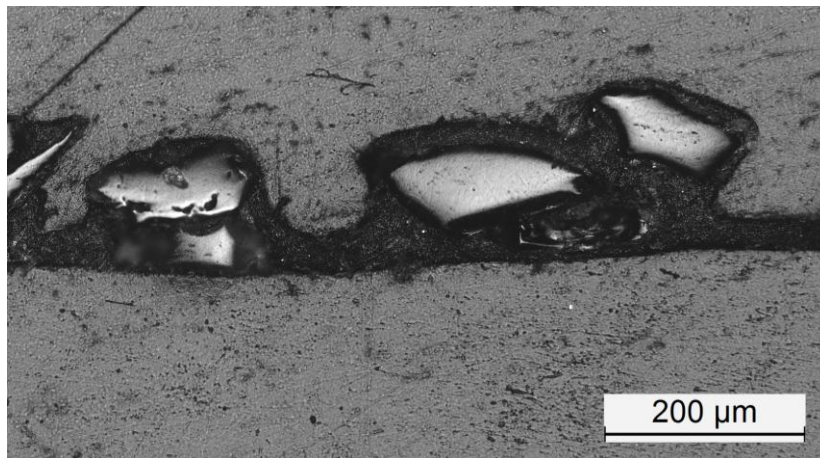


Abbildung 4.1: Schliffbild der hergestellten Hartpartikelträgerfolie

Zur Herstellung der Hartpartikelträgerfolie wird auf eine PTFE-Unterlage ein Flüssig-Elastomer aufgesprüht und vor der Aushärtung Korund-Partikel mit einer Körnung von 0,09 mm bis 0,2 mm eingestreut. Abschließend wird eine weitere Schicht des Elastomers aufgesprüht. Nach dem vollständigen Aushärten ist es möglich die Hartpartikelträgerfolie von der PTFE-Unterlage zu lösen. Das in Abbildung 4.1 dargestellte Schliffbild der hergestellten Hartpartikelträgerfolie zeigt, dass das Elastomer die Korund-Partikel umschließt. Da das Lösen von der PTFE-Unterlage zu einem Reißen der Hartpartikelträgerfolie führen kann, wird für die Untersuchungen in der

vorliegenden Arbeit die Hartpartikelträgerfolie in dem oben beschriebenen manuellen Prozess direkt auf den zuvor entfetteten CFK-Proben aufgebracht.

4.1.2. Proben für Haftreibwertbestimmung

Die CFK-Proben für die Haftreibwertbestimmung, die in Kapitel 4.2.1 beschrieben ist, bestehen aus HTS-Fasern mit RTM6 als Matrix, die im „Resin Transfer Molding“-Verfahren mit einem Faservolumengehalt von 56 % hergestellt werden. Die Stapelreihenfolge ist $[[90/0/-45/45]_s]_{x4}$ und wird mit einem Biaxial-Gelege, das ein Flächengewicht von 256 g/m² besitzt, hergestellt. Die Plattendicke beträgt 4,4 mm.

4.1.3. Duroplastische (CF-EP) und thermoplastische (CF-PA6) Probenplatten

Für die Zugscherversuche werden Probenplatten aus einem Gewebe aus einer HT-Faser (Torayca T300) mit einem Flächengewicht von 380 g/m² und mit Matrices aus Epoxid-Harz und Polyamid6 (PA6) hergestellt, um den Einfluss der Matrices auf das mechanische Verhalten reibschlüssiger CFK-Verbindung ermitteln zu können. Dazu ist bei beiden Varianten ein rechnerischer Faservolumengehalt von 50 % eingestellt. Für die Herstellung der thermoplastischen PA6-CF-Probenplatten kommt eine PA6-Folie mit einer Wanddicke von 100 µm zum Einsatz. Für die duroplastischen Epoxid-CF-Probenplatten wird das Epoxidharz „L“ und der Härter „GL 2“ des Händlers R&G Faserverbundwerkstoffe eingesetzt.

Tabelle 4.1: Stapelaufbau Probenplatte PA6-CF

Stapelfolge	Bezeichnung
1	eine PA6-Folie
2	CF-Gewebe (0°/90°)
3	zwei PA6-Folien
4	CF-Gewebe (±45°)
5	zwei PA6-Folien
6	CF-Gewebe (0°/90°)
7	zwei PA6-Folien
8	CF-Gewebe (±45°)
9	zwei PA6-Folien
10	CF-Gewebe (0°/90°)
11	eine PA6-Folie

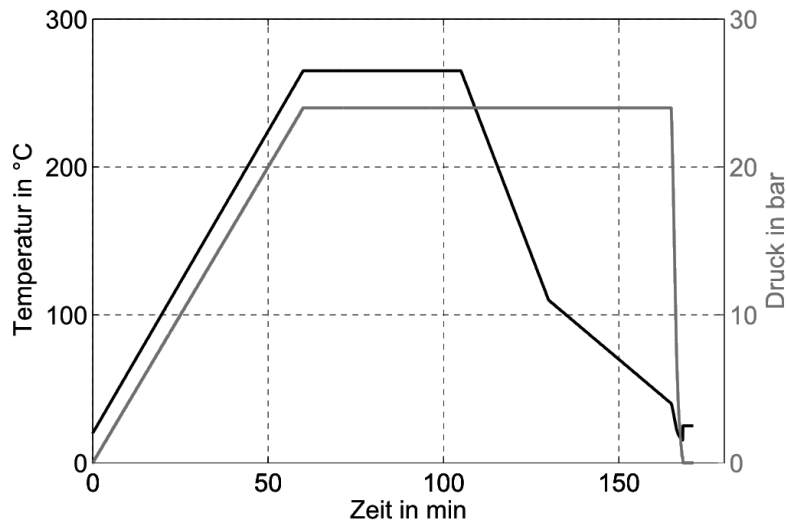


Abbildung 4.2: Autoklaven-Zyklus zur Herstellung der thermoplastischen Proben PA6-CF

Für die Herstellung der thermoplastischen PA6-CF-Platten werden quadratische Zuschnitte mit einer Kantenlänge von 400 mm des CFK-Gewebes und der PA6-Folie gestapelt. Der Stapelaufbau ist in Tabelle 4.1 aufgezeigt. Die eigentliche Plattenherstellung findet im Autoklaven statt, indem der Stapelaufbau der Halbzeuge in einem Vakuumaufbau und mittels zweier Bleche bei einem Druck von 24 bar und bei 265° C verpresst wird. Der detaillierte Verlauf von Druck und Temperatur während der Herstellung ist in Abbildung 4.2 dokumentiert. Die Gesamtdicke der Probenplatten nach der Fertigung liegt bei circa 2 mm.

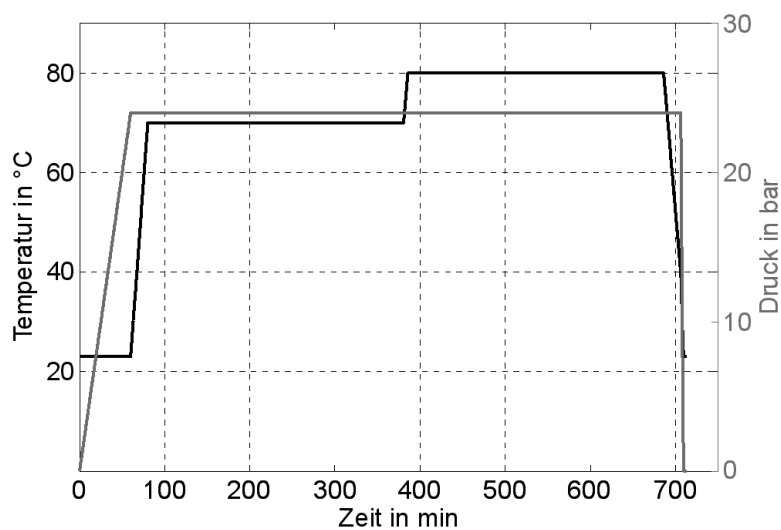


Abbildung 4.3: Autoklaven-Zyklus zur Herstellung der duroplastischen Proben EP-CF

Für die Herstellung der duroplastischen Epoxid-CF-Platten werden quadratische Zugschnitte mit einer Kantenlänge von 400 mm des CFK-Gewebes bei gleicher Faserorientierung, wie bei den thermoplastischen PA6-CF-Probenplatten, mit dem bereits genannten Harzsystem handlaminiert. Durch Abwiegen der verwendeten Harzmenge wird der rechnerische Faservolumengehalt erreicht. Das Aushärten des Epoxidharzsystems erfolgt analog zur thermoplastischen Probenplattenherstellung im Autoklaven mit Vakuumaufbau und dem Verpressen mittels zweier Bleche bei 24 bar Druck. Lediglich der Temperaturverlauf ist, wie in Abbildung 4.3 dargestellt, an das Harzsystem angepasst.

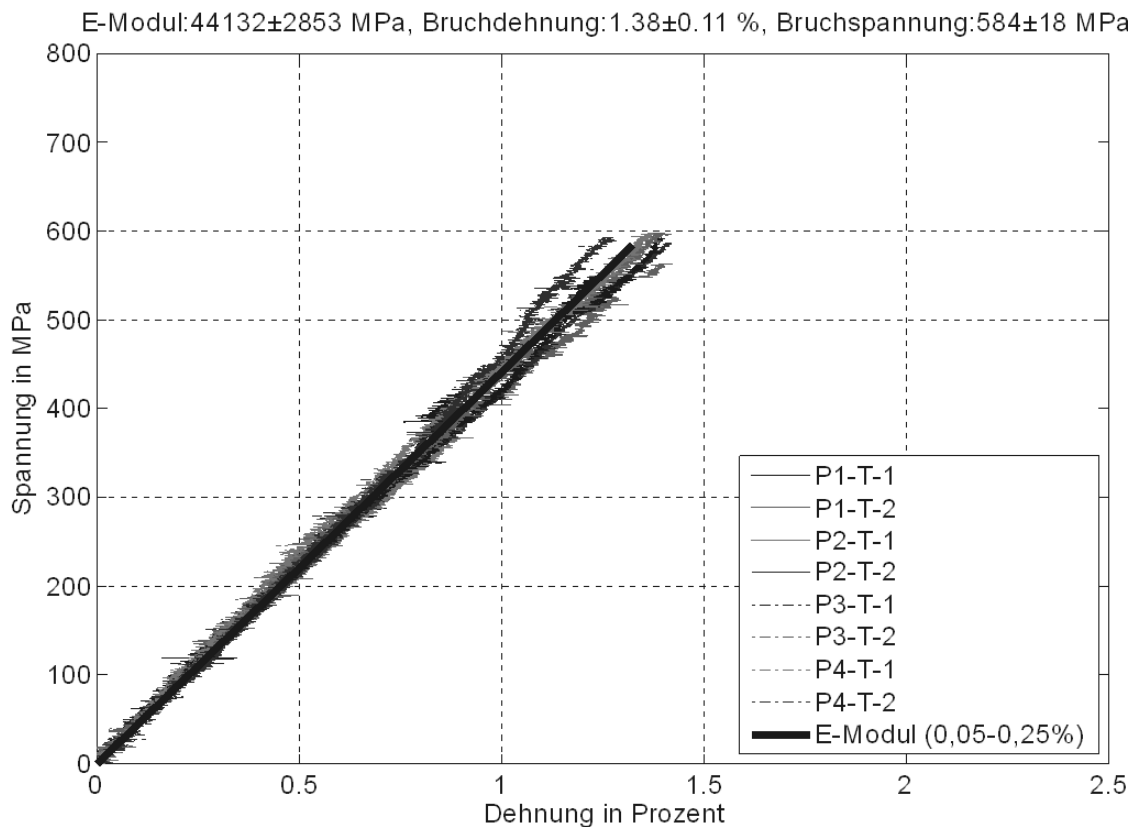


Abbildung 4.4: Zugversuche an thermoplastischen Proben PA6-CF

Um die Qualität der Probenplatten zu verifizieren, werden zwei Zugprobenkörper nach [74] DIN EN ISO 527-4 Typ 3 aus jeder Probenplatten entnommen, die Zugprobenkörper haben deshalb die Länge 250 mm, die Breite 25 mm und eine Wanddicke von 2 mm mit GFK-Aufleimern im Kraffteinleitungsbereich. Die Versuchsdurchführung ist in Kapitel 4.2.1 beschrieben. Die Ergebnisse dieser Zugversuche sind für die thermoplastischen Proben in Abbildung 4.4 und für die duroplastischen Proben in

Abbildung 4.5 dargestellt. Die Zugversuche zeigen bei beiden Matrices nahezu identische Werte für den gemittelten E-Modul und die gemittelte Bruchdehnung. Lediglich die Bruchspannung ist mit 677 MPa bei den duroplastischen Proben um 16 % höher als die der thermoplastischen Proben mit 584 MPa.

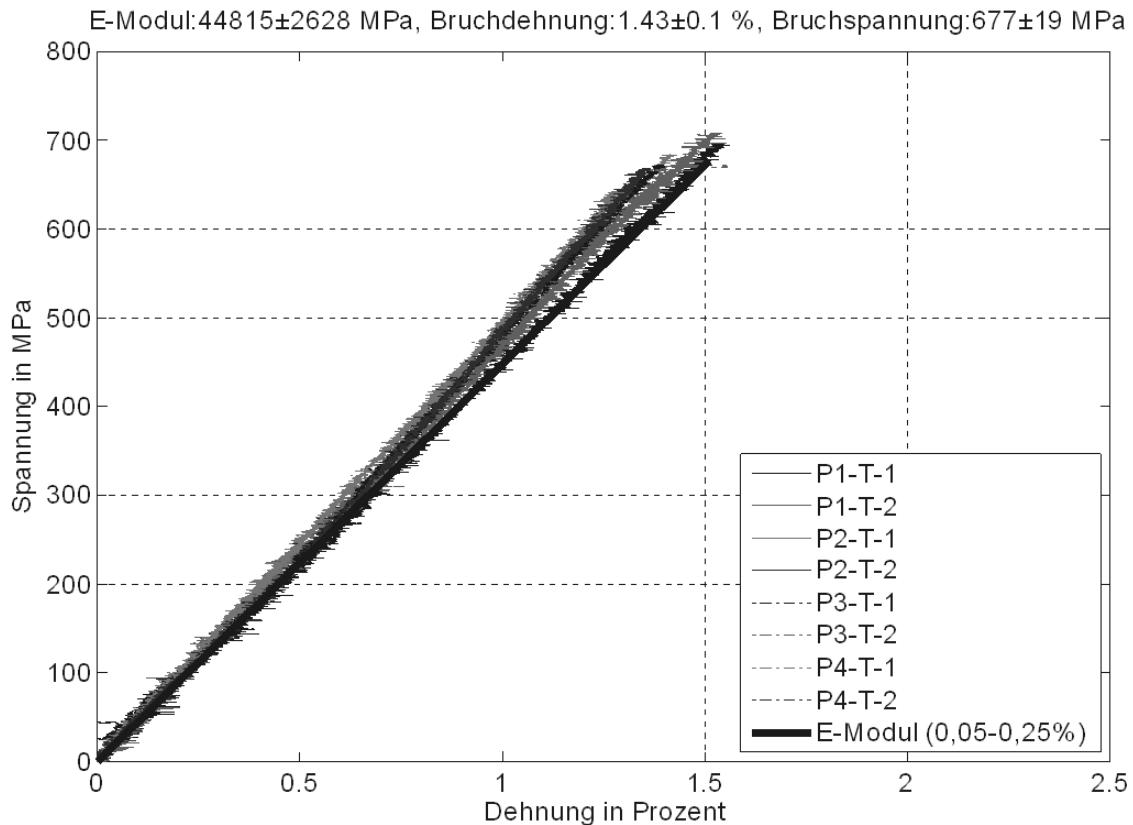


Abbildung 4.5: Zugversuche an duroplastischen Proben EP-CF

Die Probenplatten werden dann mit einer Diamantkreissäge auf ein Maß von 36 mm auf 135 mm, für die in Kapitel 4.2.5 beschriebenen Zugscherversuche, zugeschnitten und mit Bohrern des Herstellers Magon GmbH für GFK- und CFK-Werkstoffe wird eine 6 mm bzw. 6,5 mm Durchgangsbohrung erzeugt. Nach [75] existieren aufgrund der unterschiedlichen FKV-Werkstoffe keine allgemeingültigen Prozessparameter, daher müssen für jeden konkreten Fall die Prozessparameter optimiert werden. Außerdem werden Delaminationen an der Eintritts- und Austrittsseite als kritisch genannt. Um die Bohrungsqualität näher zu analysieren werden aus diesem Grund Schliffbilder erstellt, welche in Abbildung 4.6 dargestellt sind. Die Schliffbilder zeigen sowohl für die PA6-CF als auch für die Epoxid-CF-Proben kaum Schädigungen

durch das Bohren. Daher kann davon ausgegangen werden, dass das Laminat um die Bohrung weitestgehend schadungsfrei sind.

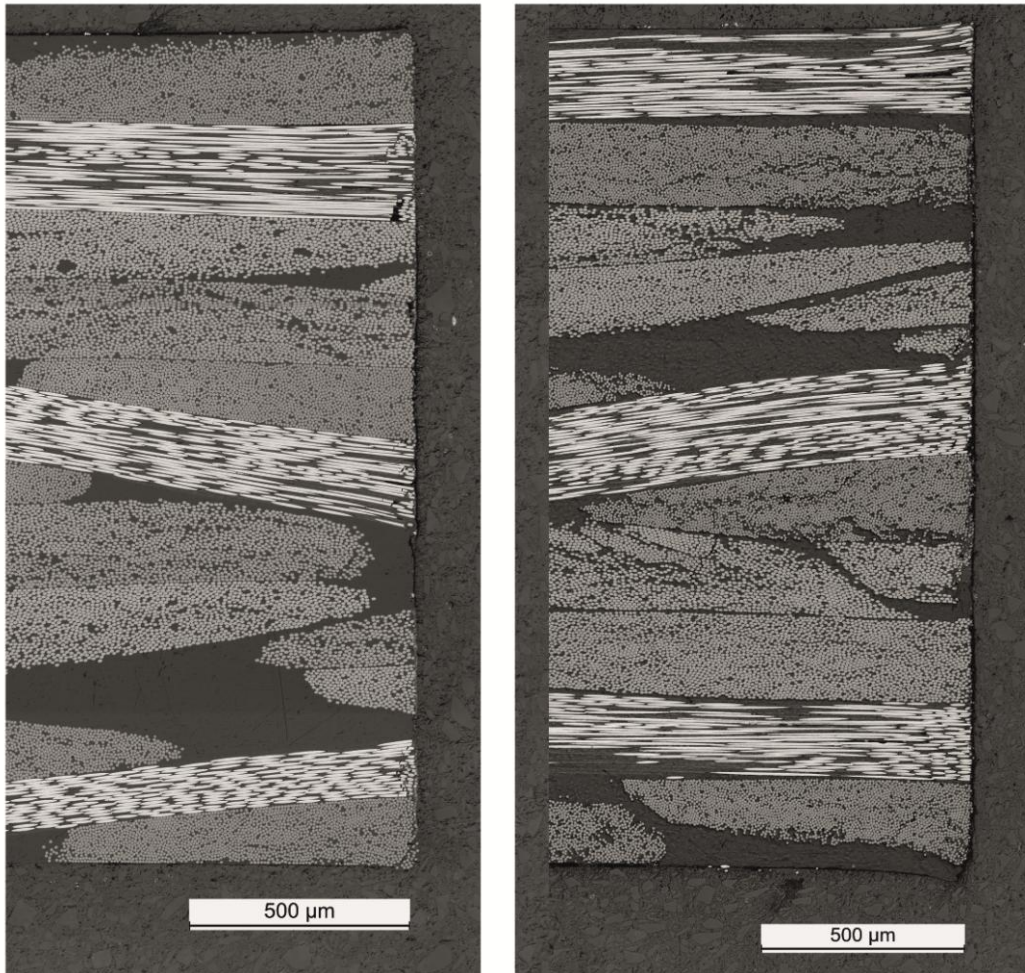


Abbildung 4.6: Schliffbild der Bohrung in PA6-CF- (links) und EP-CF-Probenplatten (rechts)

4.1.4. Vernähte Probenplatten (CF-EP-VARI)

Um zu prüfen, ob eine Faserverstärkung in Dickenrichtung den Vorspannkraftverlust reduziert, werden Probenplatten im „Vacuum Assisted Resin Infusion“-Verfahren (VARI) hergestellt, die im Bereich der Bohrung und Verschraubung strukturell vernäht werden. Das eingesetzte Fasermaterial wird als HTP C310 bezeichnet und ist ein bi-axiales Gelege. Als Harz wird RIM 935 und als Härter RIMH 936 verwendet. Der Lagenaufbau ist quasi-isotrop $[0^\circ, 90^\circ/\pm 45^\circ/0^\circ, 90^\circ/\pm 45^\circ/\pm 45^\circ/0^\circ, 90^\circ/\pm 45^\circ/0^\circ, 90^\circ]$, die Laminatdicke beträgt 3 mm und das Vernähen wird mit einem Garn aus Aramidfasern mit der Bezeichnung Kevlar 70 durchgeführt. Außerdem beträgt die Stichlänge

3 mm, es wird ein Doppelsteppstich durchgeführt und es findet eine Verknotung auf der Unterseite statt. Dabei werden folgende Varianten (vergleiche Abbildung 4.7) hergestellt:

- Unvernäht: als Referenz
- Variante 1: Kreis mit einer Nähgarnlänge von 300,6 mm
- Variante 2: Kreis mit einer Nähgarnlänge von 275,4 mm
- Variante 3: Mäander mit einer Nähgarnlänge von 262,5 mm
- Variante 4: Mäander mit einer Nähgarnlänge von 262,5 mm und einer zusätzlichen GFK-Lage als Deckschicht.

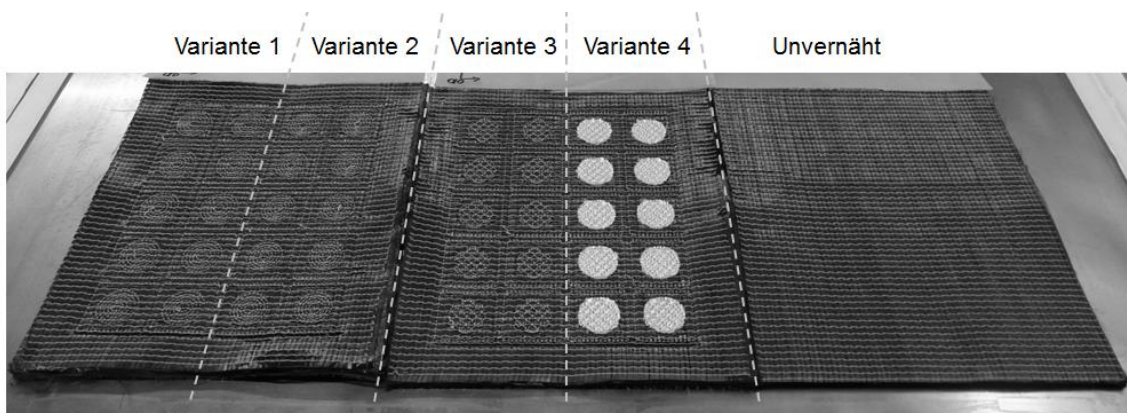


Abbildung 4.7: Vernähte Halbzeuge vor der Imprägnierung mittels VARI-Verfahren

4.1.5. Kohlenstofffaserverstärktes Organoblech (CF-PA66)

Als weitere Werkstoffvariante wird für die Bestimmung des Vorspannkraftverlusts ein kohlenstofffaserverstärktes Organoblech betrachtet. Dabei besteht die Matrix aus PA66, die Dicke beträgt 2 mm. Dieser Werkstoff wird verwendet, um eine weitere Variante eines kohlenstofffaserverstärkten Thermoplasts experimentell zu überprüfen.

4.2. Experimentelle Methoden

4.2.1. Quasi-statischer Zugversuch

Die Zugprobenkörper zur Qualitätssicherung der Probenplatten, deren Herstellung in Kapitel 4.1.3 beschrieben ist, werden im Zugversuch nach [74] DIN EN ISO 527-4 geprüft. Die Messung der Dehnung erfolgte dabei mit einem Laserextensometer der

Firma Fiedler Optoelektronik GmbH und die Messung der Kraft mit einer Kraftmessdose des Typs „PM 100 K“ von Schenck. Die Prüfung erfolgt in einer hydraulischen Prüfmaschine „Hydropuls PSA 100“ von Schenck mit hydraulischen Spannzeugen. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 1 mm pro Minute.

4.2.2. Haftreibwertbestimmung

Um den erwarteten Effekt der Reibwertsteigerung durch die aufgeführten Modifikationen zu quantifizieren, werden Versuche zur Bestimmung des Haftreibwerts durchgeführt. Die Versuchsanordnung, die verwendet wurde, um die Haftreibwerte zu ermitteln, ist in Abbildung 4.8 dargestellt.

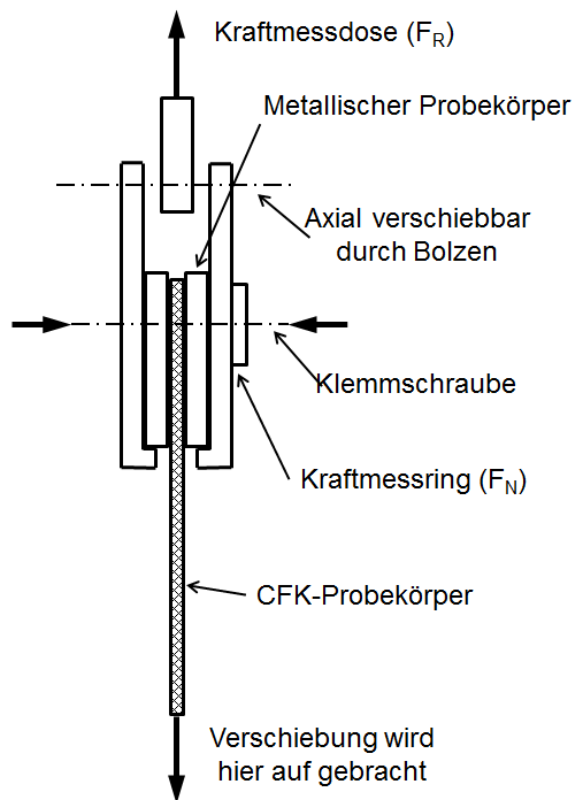


Abbildung 4.8: Prüfaufbau zur Haftreibwertmessung

Dadurch, dass der gezeigte Prüfaufbau in Spannzeugen geklemmt werden kann, ist die Durchführung des Versuchs in einer Universalzugprüfmaschine möglich. Die Normalkraft F_N , die durch eine Spannschraube mit einem M6-Regelgewinde aufgebracht wird, wird durch einen Kraftmessring vom Typ „9011A“ der Kistler Instrumente AG ermittelt. In den Versuchen wird die Schraube auf eine Vorspannung von 5 kN

gebracht. Die Reibungskraft F_R wird mit Hilfe einer Kraftmessdose des Typs „PM 40 K“ von Schenck gemessen, während eine Verschiebung mittels eines Servo-Hydraulikzylinders aufgebracht wird. Die Regelung verfährt zunächst die CFK-Probe um 0,5 mm mit einer Geschwindigkeit von 6 mm pro Minute. Um die Proben zu entlasten, wird der Servo-Hydraulikzylinder um 0,15 mm zurück gefahren und die Position für fünf Sekunden gehalten. Die Entlastung des Versuchsaufbaus bietet die Möglichkeit, die Verschiebung erneut aufzubringen, um den Versuch zu wiederholen. Im Zuge der durchgeführten Versuche werden insgesamt fünf Wiederholungen an jedem Probekörper durchgeführt und für jede Reibwertbestimmung werden drei Probekörper geprüft, um die Ergebnisse statistisch abzusichern. Während der Versuche werden die Normalkraft F_N , die Reibungskraft F_R und die Verschiebung des Servo-Hydraulikzylinders mit einer Abtastrate von 100 Hz aufgezeichnet.

Die Herstellung der CFK-Proben ist in Kapitel 4.1.2 beschrieben. Damit sich die CFK-Probe frei um die Spannschraube bewegen kann, wird ein Langloch in der Probe realisiert. Die metallischen Gegenkörper bestehen aus S 235 JR (Dicke 3 mm). Um den Haftreibwert aus den Versuchsdaten zu berechnen, wird folgende Formel genutzt:

$$\mu = \frac{F_{R \max}}{2 * F_N} \quad (4.1)$$

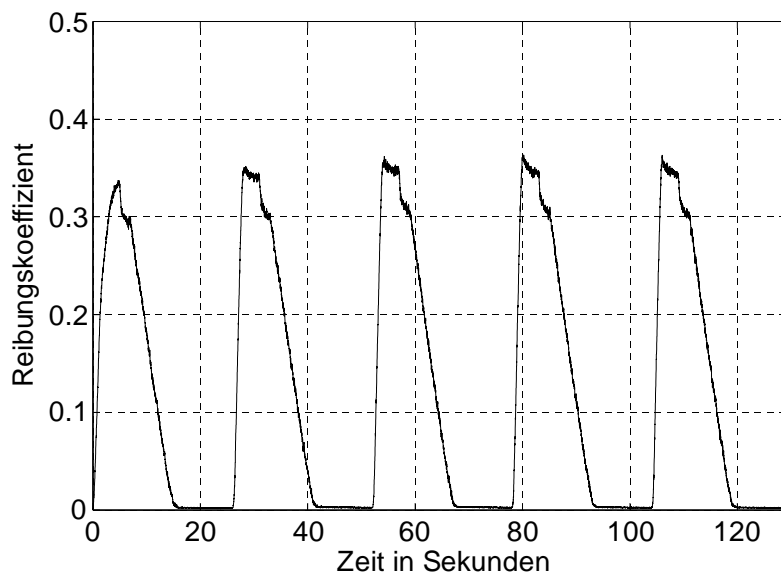


Abbildung 4.9: Beispiel für Messdaten aus Versuch zur Haftreibwertbestimmung

Der Faktor 2 in der Formel berücksichtigt, dass der Versuchsaufbau zwei Fügezonen besitzt. Die Messdaten werden mit MATLAB R2013b ausgewertet, indem die Haftreibwerte mit der genannten Formel berechnet werden. In Abbildung 4.9 sind beispielhaft die Messdaten eines repräsentativen Versuchs gezeigt. Dadurch, dass fünf Wiederholungen in einer Messung pro Probekörper durchgeführt werden, kann jede Messung in fünf Zyklen von je 25 Sekunden Dauer, aufgeteilt werden und in jedem Zyklus der Haftreibwert durch das Ermitteln des maximalen Reibungskoeffizienten bestimmt werden.

4.2.3. Bestimmung der zulässigen Flächenpressung

Um eine maximal zulässige Flächenpressung festzulegen, ab der eine Schädigung im Laminat entsteht, wird eine CFK-Probe belastet und währenddessen eine Schallemissionsprüfung durchgeführt, die eine Schädigungsinitiierung im Material nachweisen soll. Der Prüfaufbau ist in Abbildung 4.10 dargestellt. Für den Prüfaufbau wird an einem Servo-Hydraulikzylinder eine Probenaufgabe befestigt, in der eine Bohrung und Kabelführung integriert ist. Dies ermöglicht es den akustischen Sensor zur Schallemissionsprüfung gezielt zu positionieren, indem in der Bohrung eine Druckfeder eingelegt wird, die den akustischen Sensor gegen die Probenplatte presst. Dadurch wird ein von der Probenplatte unabhängig definierter Anpressdruck des akustischen Sensors gegen die Probe erreicht. Gleichzeitig bleibt der Abstand des Sensors zur Belastungsstelle zwischen den verschiedenen Versuchen konstant. Da die Druckfeder die Probenplatte anhebt, werden zur Niederhaltung zwei Gewichte auf die Probenplatte aufgelegt. Zum Einsatz kommt bei dieser Versuchsanordnung das Messsystem „AMSY-5“ der Firma Vallen Systeme. Der eingesetzte akustische Sensor besitzt die Bezeichnung „VS150-MS“ und der Vorverstärker die Bezeichnung „AEP4“. Als Koppelmittel für den akustischen Sensor wird ein Hochvakuumsilikonfett mit der Bezeichnung „OKS110“ verwendet. Da die Ankopplung des akustischen Sensors an die Probenplatte einen Einfluss auf die Schallübertragung hat, wird die Menge des Koppelmittels konstant gehalten. Dazu wird bei jedem Versuch 0,02 ml Hochvakuumsilikonfett auf den Sensor aufgetragen. Die Belastung der Probenplatte erfolgt durch das Verfahren des Servo-Hydraulikzylinders gegen einen Stempel, der eine Kontaktfläche hat, die einer Unterlegscheibe der Größe M8 nach [76] DIN EN ISO 7091 entspricht. Da diese Norm Toleranzbereiche für Außen- und Innendurch-

messer besitzt, wird der Stempel so ausgeführt, dass der kritischste Fall bzw. die kleinste Kontaktfläche entsteht. Der Innendurchmesser beträgt 9,36 mm und der Außendurchmesser 14,9 mm. Der Stempel ist an einer Kraftmessdose mit der Bezeichnung „PM 160 LG“ befestigt.

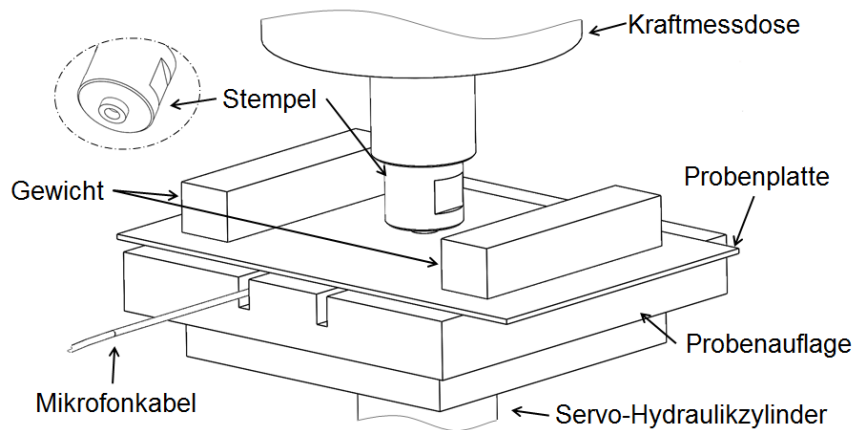


Abbildung 4.10: Versuchsaufbau zur Bestimmung der zulässigen Flächenpressung

Die Schallemissionsmessung wird im kontinuierlichen Messmodus durchgeführt, das heißt, dass die akustische Energie über die Länge der jeweiligen Zeitabschnitte gemessen wird. Zusätzlich werden die Wellenformen zu den Zeitabschnitten aufgezeichnet (TR-Recording), was mittels einer von Vallen Systeme bereitgestellten Software (FFT Feature Extractor) eine Fast-Fourier-Transformation ermöglicht und mit dieser ein Spektrogramm jedes Zeitabschnitts erstellt.

Die Belastung der Probe erfolgt durch das Verfahren des Servo-Hydraulikzylinders mit einer Geschwindigkeit von 0,1 mm/min bis eine Prüfkraft von 100 kN erreicht wird. Die Datenerfassung erfolgt mit einem Messrechner, der sowohl die Daten des akustischen Messsystems als auch Kraft und Traversenweg aufzeichnet, wobei die beiden zuletzt genannten Werte mittels Analogsignal von der Regelungssoftware des Servo-Hydraulikzylinders übertragen werden. Die Auswertung der Messdaten erfolgt mit MATLAB R2013b. Zur Darstellung der Versuchsergebnisse wird aus der gemessenen Kraft durch Division mit der Kontaktfläche die Flächenpressung berechnet und über dem Einpressweg des Stempels aufgetragen. Um den Schädigungsfortschritt – angelehnt an die Untersuchungen in [66] und [67] – zu bewerten, wird zusätzlich zur Flächenpressung die Energie der Schallemissionen kumulativ über dem Einpressweg dargestellt.

4.2.4. Bestimmung des Vorspannkraftverlusts

Um das Setz- und Relaxationsverhalten an verschraubten CFK-Proben zu bestimmen, wird die Vorspannkraft an verschiedenen Proben über 100 Stunden aufgezeichnet. Dazu werden an jedem Probekörper zwei Durchgangsbohrungen mit einem Durchmesser von 6,5 mm mit einem Bohrer des Herstellers Magon GmbH für GFK- und CFK-Werkstoffe hergestellt. Die hohe Bohrungsqualität, die sich dadurch herstellen lässt, ist bereits in Kapitel 4.1.2 dokumentiert worden. Es wird an jeder Bohrung ein Kraftmessring des Typs „LCM901-6-20kN“ von Omegadyne in Kombination mit Unterlegscheiben nach [77] DIN EN ISO 7089 für M6-Schrauben in Kontakt zur CFK-Probe und mitgelieferte geschliffenen Unterlegscheiben in Kontakt zum Kraftmessring mit einer M6-Schraube mit Regelgewinde auf eine Vorspannkraft von circa 7,5 kN verschraubt. Die Auflagefläche der verwendeten Unterlegscheibe beträgt dabei 76,18 mm². Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.11 dargestellt.

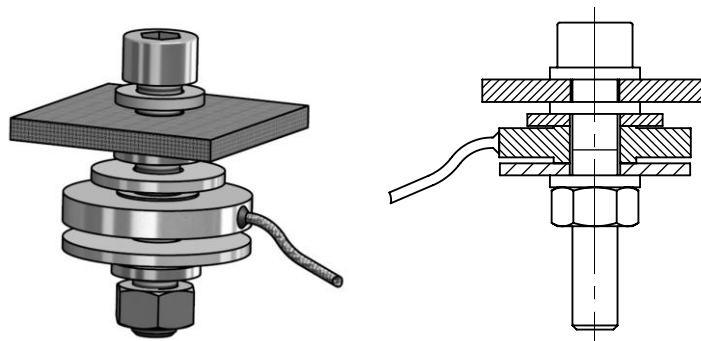


Abbildung 4.11: Versuchsaufbau zur Bestimmung des Vorspannkraftverlusts

Beim Einsatz dieser Unterlegscheibengröße und der genannten Vorspannkraft ergibt sich rechnerisch eine Flächenpressung von ungefähr 100 MPa. Dies wird so gewählt, da dies einer hohen Flächenpressung entspricht, aber noch unter der zulässigen Flächenpressung von 140 MPa (vergleiche Kapitel 2.6) liegt. Um die Messdaten aufzuzeichnen, wird das Signal der Kraftmessringe durch einen Messverstärker des Typs Picas von Peekel Instruments verstärkt und das Signal wird mit einer Frequenz von 2 Hz aufgezeichnet.

Die Messdaten werden mit MATLAB R2013b aufbereitet, indem aus den Messdaten der Kraftmessringe gemittelt und anhand der gemittelten Messdaten ein Kurvenverlauf abgeleitet wird, der sich stückweise aus nichtlinearen Regressionsfunktionen

zusammensetzt. In Abbildung 4.12 sind beispielhaft die Messdaten für eine Messung ohne Probe, also nur mit den Verschraubungselementen sowie den Kraftmessringen, dargestellt. Der Versuch zeigt auch, dass alleine durch die Verschraubungselemente ein Vorspannkraftverlust von 4 % verursacht wird. Nach [69] stellt sich in jeder Trennfuge (vergleiche Tabelle 4.2) zwischen den Fügeelementen ein Setzen durch das Angleichen der Oberflächenrauigkeiten ein, was den Vorspannkraftverlust von 4 % erklärt.

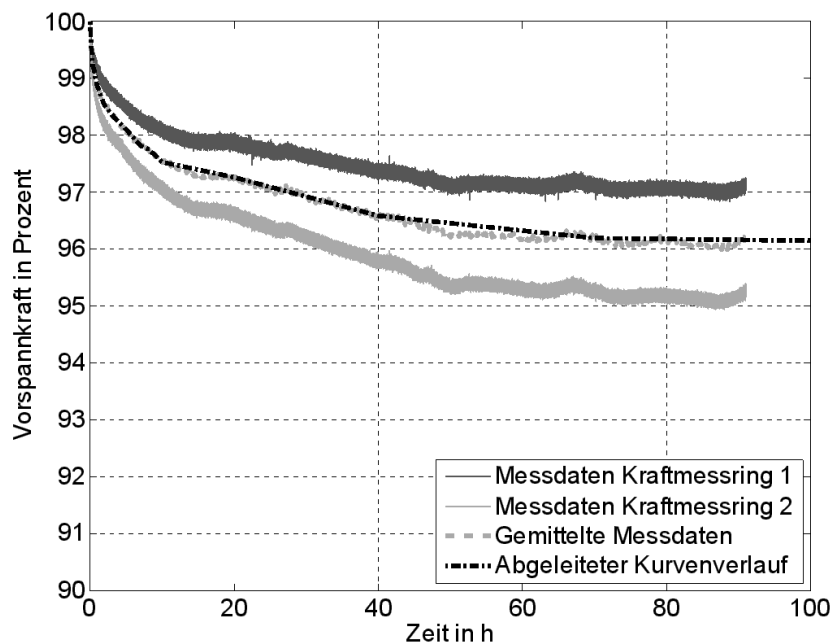


Abbildung 4.12: Änderung der Vorspannkraft der Verschraubungselemente (ohne FKV-Probe)

Tabelle 4.2: Richtwerte für Setzbeträge bei Schrauben, Muttern und kompakten verspannten Teilen aus Stahl nach [69]

Rautiefe R_z in μm	Belastung	Richtwerte für Setzbeträge in μm		
		im Gewinde	je Kopf- oder Mutternaufgabe	je innerer Trennfuge
<10	Zug/Druck	3	2,5	1,5
	Schub	3	4	2
10 bis <40	Zug/Druck	3	3	2
	Schub	3	4,5	2,5
40 bis <160	Zug/Druck	3	4	3
	Schub	3	6,5	3,5

4.2.5. Doppellaschiger Zugscherversuch

Um die reibschlüssige Krafteinleitung im Vergleich zur formschlüssigen Krafteinleitung zu bewerten, werden im späteren Verlauf der Arbeit doppellaschige Zugscherversuche angelehnt an [78] durchgeführt, die mit einer M6-Schraube mit Schaft versehen sind und entweder

- einer Bohrungen mit einem Durchmesser von 6,0 mm sowie einer geringen Schraubenvorspannkraft um den Formschluss abzubilden oder
- einer Bohrung mit einem Durchmesser von 6,5 mm sowie einer hohen Schraubenvorspannkraft um den Kraftschluss abzubilden.

Bei der vorliegenden Versuchsreihe werden außerdem thermoplastische und duroplastische Proben, deren Herstellung in Kapitel 4.1.2 beschrieben wurde, mit zwei Stahlproben, unter Verwendung einer M6 Schraube mit Regelgewinde und Unterlegscheiben nach [77] DIN ISO 7089 verschraubt, um einen möglichen Einfluss des Matrixmaterials festzustellen. Das Verschrauben findet dabei unmittelbar vor dem Versuch statt, um den Einfluss des Vorspannkraftverlusts zu minimieren. Die Stahlproben sind aus einer Blechtafel aus dem Material S420 MC mit der Werkstoffnummer 1.0980 mittels Wasserstrahlschneiden entnommen. Der Versuchsaufbau ist so gestaltet, dass die Proben mittels mechanischer Spannzangen eingespannt werden. Die Belastung der Probe erfolgt mit einem Hydraulikzylinder nach einem Anfahren einer Vorkraft von 100 N mit einer Geschwindigkeit von 2 mm pro Minute. Die Zugbelastung wird dabei von einem Servo-Hydraulikzylinder mit einer Kraftmessdose vom Typ „1720-ACK-KN25-T“ von Interfaceforce gemessen. Von jeder Versuchsvariante werden fünf Proben geprüft und aus den Messdaten werden mit MATLAB R2013b Kraft-Verformungs-Kurven erstellt. Von jeder Versuchsvariante werden die gemittelte Maximalkraft sowie die Standardabweichung der Maximalkraft berechnet.

4.3. Experimentelle Ergebnisse

Dieses Kapitel beschreibt die Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen zur Bestimmung der maximal zulässigen Flächenpressung, des Vorspannkraftverlusts und von quasi-statischen doppellaschigen Zugscherversuchen, um eine Variation des Haftreibwerts und der Vorspannkraft anwendungsnah abzubilden. Abschließend

werden zyklische Zugscherversuche durchgeführt, um zu prüfen ob die umgesetzten Konzepte zur Reibwertsteigerung auch bei wiederholter Belastung aufrechterhalten bleiben. Die Übersicht in Tabelle 4.3 stellt dar, welche experimentellen Untersuchungen an den einzelnen Materialien durchgeführt werden.

Tabelle 4.3: Prüfplan für reibschlüssige Schraubverbindungen

Werkstoff	zulässige Flächenpressung	Vorspannkraftverlust	Doppelaschiger Zugscherversuch
CF-EP-VARI	X	X	
CF-EP	X	X	X
CF-PA6	X	X	X
CF- PA66	X	X	

4.3.1. Haftreibwert zwischen CFK und Stahl

Es werden folgende Modifikationen der Fügefläche prototypisch hergestellt und der Haftreibwert analog zu Kapitel 5.2.1 ermittelt:

- *Silikonpaste:* Silikon-Paste Elbesil BL
- *entfettet:* entfettet
- *grobe CMP:* Silikon-Paste mit groben Partikeln (Kapitel 5.1.3)
- *Hartpartikelträgerfolie:* Trägerfolie mit groben Partikeln (Kapitel 4.1.1).

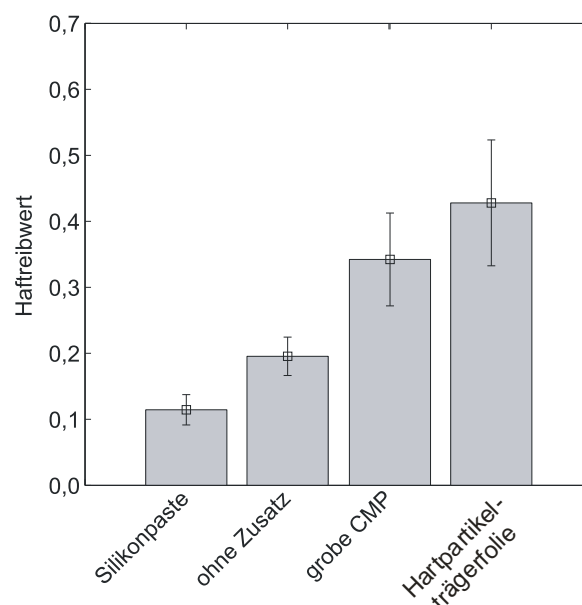


Abbildung 4.13: Haftreibwerte CFK und Stahl

Die Versuchsergebnisse sind in Abbildung 4.13 dargestellt und zeigen, dass der Einsatz der Korund-Partikel, sowohl in Kombination mit einer Silikonpaste als auch mit einer Hartpartikelträgerfolie, eine deutliche Reibwerterhöhung bewirkt.

4.3.2. Zulässige Flächenpressung von CFK

Die Literaturrecherche in Kapitel 2.6 legt dar, dass kaum belastbare Angaben für die zulässige Flächenpressung von CFK existieren. Um für die in dieser Arbeit verwendeten Materialien eine zulässige Flächenpressung zu definieren und auch einen Abgleich zwischen den verschiedenen CFK-Werkstoffen durchzuführen, wird der in Kapitel 4.2.3 beschriebene Versuch an je fünf Proben aus den folgenden Werkstoffen durchgeführt und ausgewertet:

- CF-EP-VARI: vergleiche Kapitel 4.1.4
- CF-EP: vergleiche Kapitel 4.1.3
- CF-PA6: vergleiche Kapitel 4.1.3
- CF-PA66: vergleiche Kapitel 4.1.5.

In den Ergebnisdiagrammen wird zur Bewertung des Schädigungszustands die Schallemissionsenergie zusätzlich zur Flächenpressung über dem Einpressweg aufgezeichnet. Dabei wird aufgrund einer besseren Übersichtlichkeit die Schallemissionsenergie kumulativ dargestellt. Zusätzlich werden die Schallemissionsenergieverläufe normiert, da die gemessenen Energien von der Ankopplung des akustischen Sensors an die Probenplatte abhängen.

In Abbildung 4.14 sind die Ergebnisse der Versuche an CF-EP-VARI dargestellt und zeigen, dass ab einer Flächenpressung von circa 390 MPa erste Schallemissionsereignisse vorliegen. Die Verläufe der Schallemissionsenergien zeigen bei allen Proben einen ähnlichen Verlauf. Außerdem beginnt ab 800 MPa eine sehr starke Zunahme der Energie, die mit einem Abflachen des Flächenpressungsverlaufs einhergeht. Die Flächenpressungsverläufe der geprüften Proben zeigen alle eine ähnliche Charakteristik, wobei die Ausschläge auf eine Schwankung im Drucksystem zurückzuführen sind, die durch einen zeitgleich ablaufenden Versuch auf einer anderen hydraulischen Prüfmaschine verursacht wurden und daher vernachlässigbar sind. Die Flächenpressung verhält sich zu Beginn progressiv bis sie ab circa 100 MPa ein

lineares Verhalten aufweist. Der progressive Beginn lässt sich auf das sogenannte Setzen zurückführen, das bereits in Kapitel 2.7 als Einebenen der Oberflächenrauigkeit beschrieben wurde.

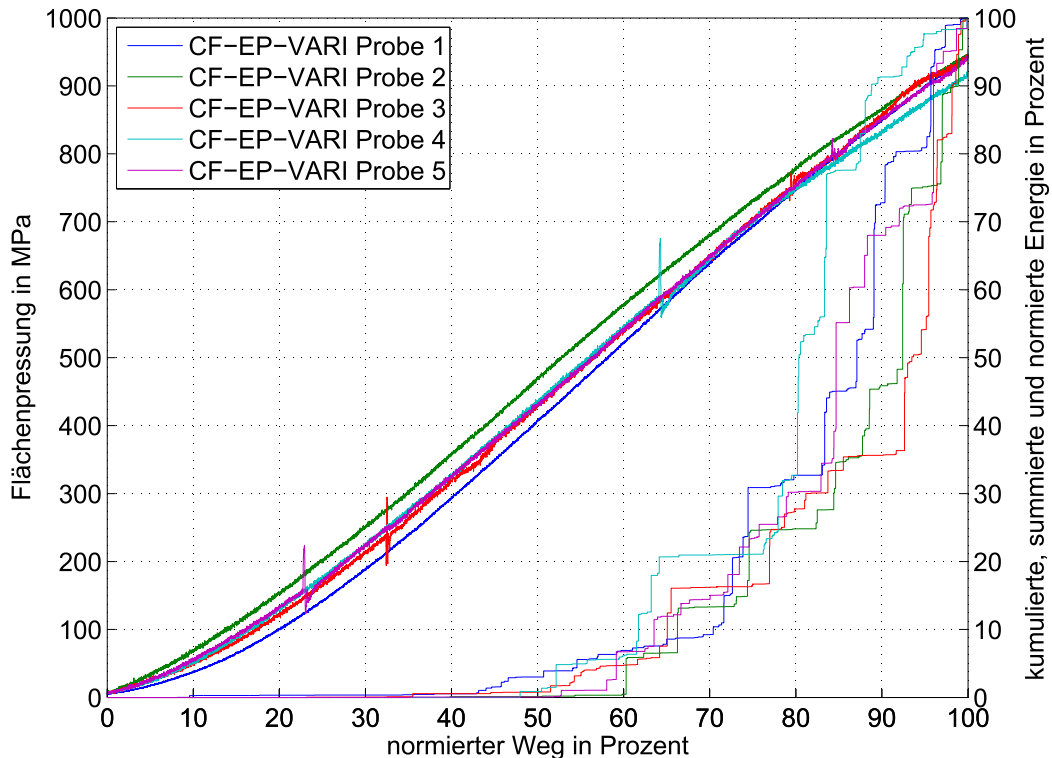


Abbildung 4.14: Energiebetrachtung der Schallemissionsereignisse bei zunehmender Flächenpressung für CF-EP-VARI

Anhand der Abbildung 4.15 ist festzustellen, dass die Verläufe der Schallemissionsenergie für CF-EP eine deutliche höhere Streuung wie die für CF-EP-VARI aufweisen und dass die Flächenpressung bei der erste Schallemissionsereignisse auftreten für CF-EP bei circa 130 MPa liegt. Der Verlauf der Flächenpressung ist qualitativ und quantitativ sehr ähnlich zu den Versuchen an CF-EP-VARI, da die Flächenpressung bis ungefähr 100 MPa progressiv ansteigt und danach einen linearen Verlauf aufweist. Ein Abflachen des Flächenpressungsverlaufs ist ab ungefähr 900 MPa zu beobachten.

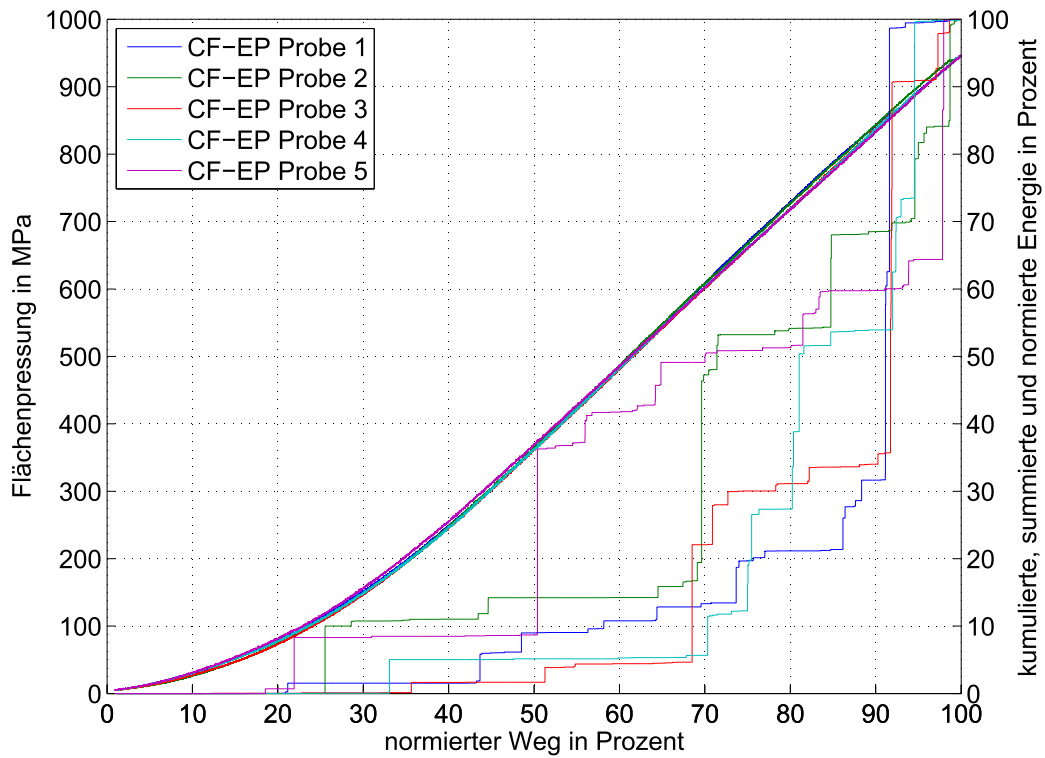


Abbildung 4.15: Energiebetrachtung der Schallemissionsereignisse bei zunehmender Flächenpressung für CF-EP

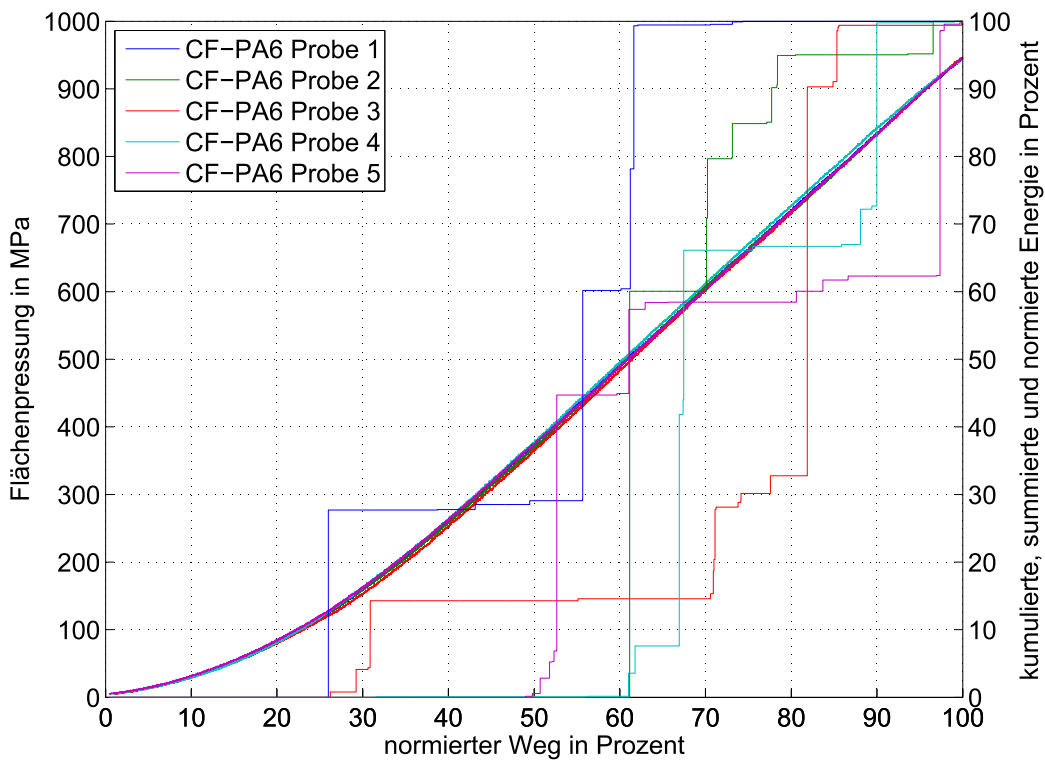


Abbildung 4.16: Energiebetrachtung der Schallemissionsereignisse bei zunehmender Flächenpressung für CF-PA6

Abbildung 4.16 stellt die Ergebnisse für CF-PA6 dar und zeigt einen deutlich sprunghafteren Verlauf der Schallemissionsenergie als die vorherigen Materialien. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass bei den Versuchen an CF-PA6 ungefähr 30 Schallemissionsereignisse gemessen werden wohingegen bei den anderen Materialien über 200 solcher Ereignisse vorliegen. Im Mittel tritt die erste Schallemission bei einer Flächenpressung von 330 MPa auf. Der Verlauf der Flächenpressung ist qualitativ und quantitativ sehr ähnlich zu den Versuchen an den anderen CFK-Werkstoffen.

Die Ergebnisse der Versuche an CF-PA66 in Abbildung 4.17 zeigen, dass sehr ähnliche Verläufe der Schallemissionsenergie für diesen Werkstoff vorliegen. Die ersten Schallemissionsereignisse treten bei einer Flächenpressung von circa 160 MPa auf. Ein starker Anstieg der Schallemissionsereignisse kann bei einer Flächenpressung von circa 450 MPa beobachtet werden. Die Charakteristik des Verlaufs der Flächenpressung stimmt mit denen der vorherigen Versuche überein.

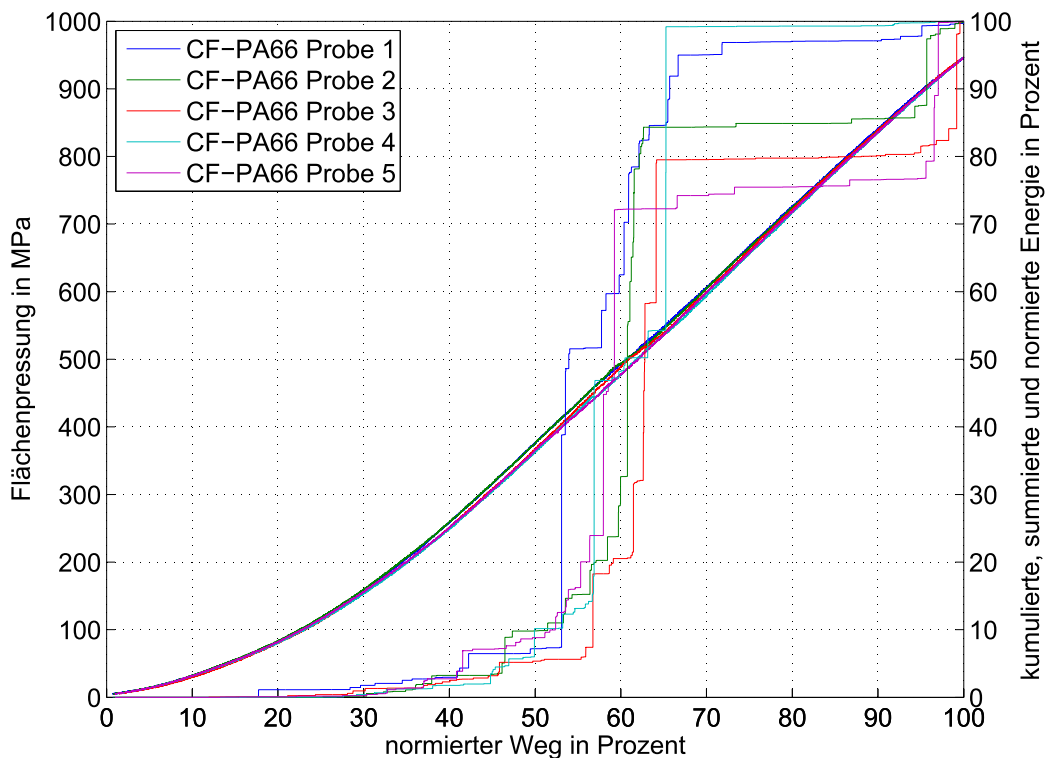


Abbildung 4.17: Energiebetrachtung der Schallemissionsereignisse bei zunehmender Flächenpressung für CF-PA66

Für einen Vergleich zwischen den untersuchten Materialien wird zur Festlegung der zulässigen Flächenpressung, der Wert herangezogen, bei dem das erste Schallemissionsereignis auftritt. Diese zulässige Flächenpressung wird für die einzelnen Versuche ausgewertet und für die jeweils untersuchten CFK-Werkstoffe gemittelt. Zur übersichtlicheren Darstellung werden diese Mittelwerte in Abbildung 4.18 vergleichend dargestellt.

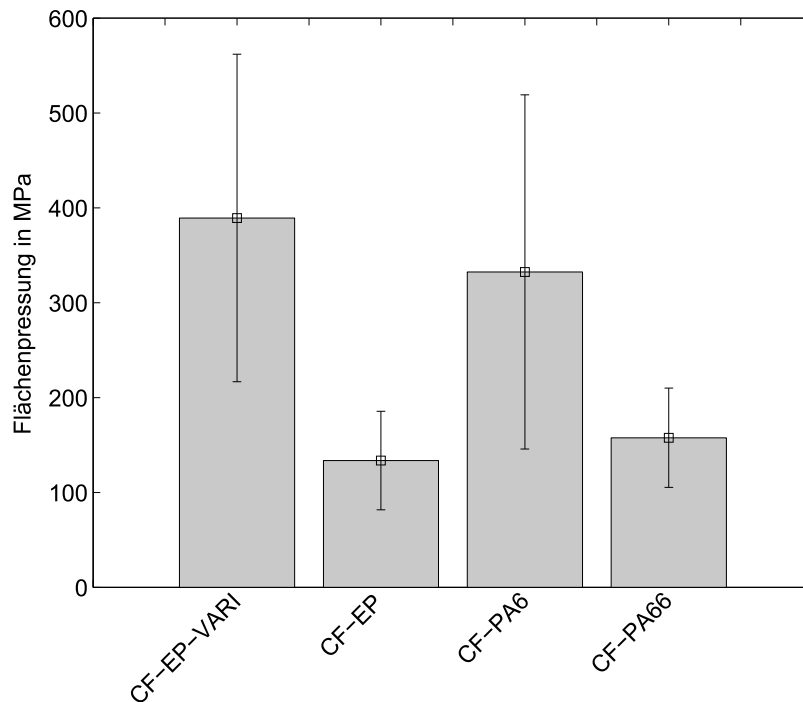


Abbildung 4.18: Zulässige Flächenpressung der verwendeten Materialien

Um die hohe Streuung, die in den Versuchen vorliegt, zu dokumentieren wird die Standardabweichung in der Abbildung als Fehlerbalken dargestellt. Der Vergleich der in den Versuchen ermittelten zulässigen Flächenpressungen mit dem in [68] angegebenen Wert von 140 MPa zeigt, dass die Literaturangabe ungefähr mit den niedrigsten Mittelwerten übereinstimmt. Gleichzeitig wird aber auch deutlich, dass zum einen die Streuung der Versuchsergebnisse für die einzelnen CFK-Werkstoffe hoch und gleichzeitig die Unterschiede zwischen den Materialien deutlich ausgeprägt sind. Auch eine Übereinstimmung nach Unterscheidung in thermoplastische (CF-PA6 und CF-PA66) oder duroplastische (CF-EP-VARI und CF-EP) Matrices und auch eine Abhängigkeit der eingesetzten Halbzeuge kann nicht abgeleitet werden. So kommt beispielsweise bei CF-PA6 und CF-EP das gleiche textile Halbzeug mit demselben

Lagenaufbau zum Einsatz, die jeweilige Flächenpressung unterscheidet sich jedoch deutlich. Für eine tiefgreifende Untersuchung der zulässigen Flächenpressung von CFK-Materialien, müsste eine detaillierte Analyse des Schädigungszustands des CFK-Werkstoffs zum Beispiel durch bildgebende Verfahren erfolgen. Zusätzlich sollte die Auswirkung des Schädigungszustands durch ein experimentelles Ermitteln der Restfestigkeit erfolgen, um eine relevante Minderung der Festigkeit oder Steifigkeit in der Laminebene festzustellen. Diese weiterführenden Untersuchungen würden den Rahmen dieser Arbeit sprengen und werden daher nicht weiter verfolgt.

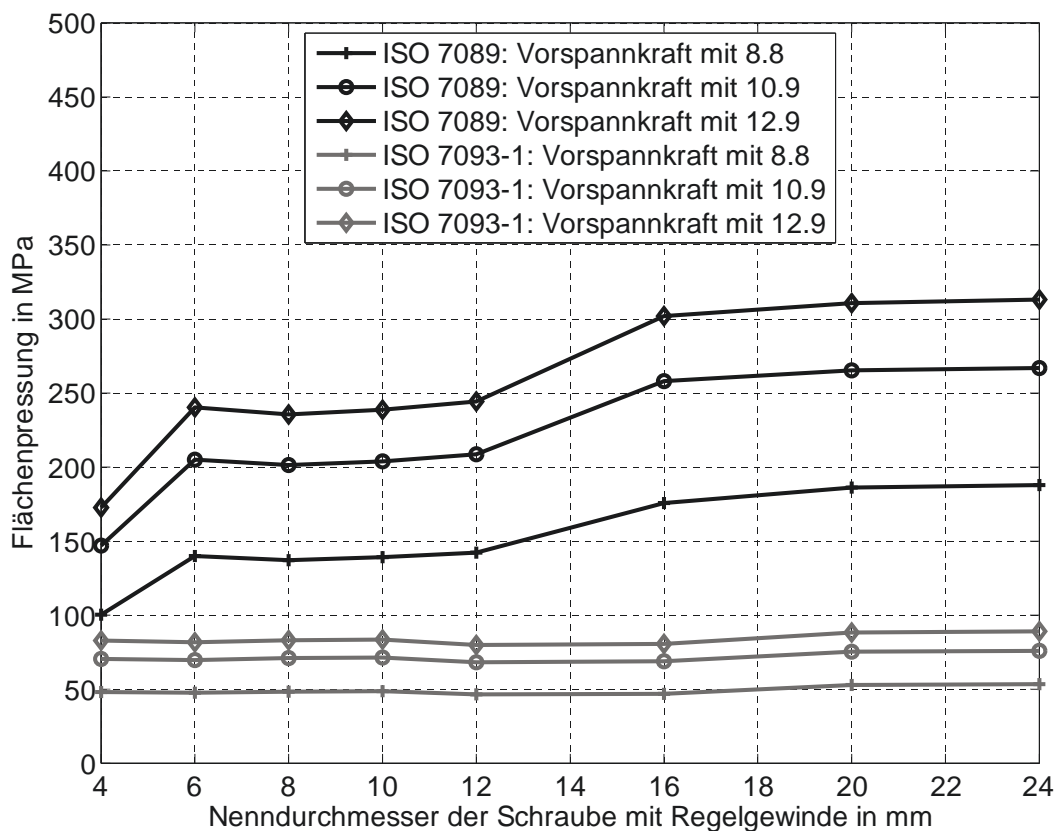


Abbildung 4.19: Rechnerisch bestimmte Flächenpressung für Unterlegscheiben nach ISO 7089 sowie ISO 7093-1 bei maximaler Vorspannkraft

Um eine ausreichende Auflagefläche bei der Verschraubung von CFK-Bauteilen zu gewährleisten, wird die Flächenpressung für die Verwendung von Standard-Unterlegscheiben nach [79] DIN EN ISO 7093-1 (große Reihe) und nach [77] DIN EN ISO 7089 (normale Reihe) berechnet (vergleiche mit Anhang A). Dazu wird als Kraft die maximale Vorspannkraft von Schrauben mit Regelgewinde mit einem Nenn-durchmesser von 4 mm bis 24 mm für die Festigkeitsklassen 8.8, 10.9 und 12.9 her-angezogen (vergleiche mit Anhang A) und durch die Auflagefläche der Unterleg-

scheiben für die entsprechenden Schraubengrößen dividiert, um die Flächenpressung zu berechnen. Die berechneten Flächenpressungen sind in Abbildung 4.19 dargestellt und legen dar, dass die Unterlegscheiben nach der großen Reihe in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse eine konstante Flächenpressung aufweisen, wohingegen bei den Unterlegscheiben nach der kleinen Reihe die Flächenpressung mit steigendem Nenndurchmesser der Schraube ansteigt. Im Vergleich der berechneten Werte mit den Messergebnissen zeigt sich, dass für die kleine Reihe – selbst bei einer Festigkeitsklasse 8.8 – die Flächenpressung eine kritische Höhe besitzt. Die große Reihe weist dagegen Flächenpressungen auf, die deutlich unter 100 MPa liegen, was in Anlehnung an die Messergebnisse sowie dem Literaturkennwert aus [68] als zulässig angesehen werden kann. Zusätzlich besitzt die große Reihe den Vorteil einer konstanten Flächenpressung unabhängig von der eingesetzten Schraubengröße.

4.3.3. Vorspannkraftverlust an verschraubten CFK-Proben

Im Kapitel 2.7 wurde beschrieben, dass an Schraubenverbindungen ein Vorspannkraftverlust durch Setzen und Kriechen stattfindet. Werden metallische Bauteile verschraubt, ist das Kriechen eher nachrangig und der Vorspannkraftverlust der auftritt erfolgt hauptsächlich durch Setzen. Weiterhin wurden Forschungsergebnisse zum Vorspannkraftverlust an endlosfaserverstärkten Kunststoffen zusammengefasst, welche stark abweichende Ergebnisse zeigen. Aufgrund dieser starken Unterschiede in den Forschungsergebnissen sowie einer unzureichende Beschreibung der Werkstoffe, werden Versuche zur Bestimmung des Vorspannkraftverlusts (wie in Kapitel 4.2.3 beschrieben) durchgeführt. Es werden folgende Werkstoffe für die Untersuchungen eingesetzt:

- CF-EP-VARI: vergleiche Kapitel 4.1.4
- CF-EP: vergleiche Kapitel 4.1.3
- CF-PA6: vergleiche Kapitel 4.1.3
- CF-PA66: vergleiche Kapitel 4.1.5

Der Prüfplan in Tabelle 4.4 zeigt, welche Prüfungen durchgeführt werden. Es werden in der Regel von jedem Werkstoff Versuche bei RT und 70° C mit Erst- und Zweitmontage durchgeführt. Um zu prüfen, inwieweit ein strukturelles Vernähen einen Einfluss auf den Vorspannkraftverlust hat, werden vier verschieden vernähte Varianten

mit einer unvernähten Variante verglichen. Dabei werden durch das Vernähen Fasern in Dickenrichtung eingebracht werden, die die Belastung durch die Flächenpressung in Faserrichtung aufnehmen können. Die Flächenpressung wird bei allen Versuchen auf 100 MPa eingestellt, da diese Höhe unterhalb der maximal zulässigen Werten liegt, die in Kapitel 4.2.3 ermittelt wurden; lediglich ein Versuch wird bei den unvernähten Proben bei 15 MPa durchgeführt, um einen möglichen Einfluss der Flächenpressung festzustellen.

Tabelle 4.4: Prüfplan Vorspannkraftverlust; falls nicht anders angegeben, wurde eine Flächenpressung von 100 MPa aufgebracht

Werkstoff	Temperatur	Wiedermontage
CF-EP-VARI, vernäht, Variante 1	RT	Erstmontage
CF-EP-VARI, vernäht, Variante 2	RT	Erstmontage
CF-EP-VARI, vernäht, Variante 3	RT	Erstmontage
CF-EP-VARI, vernäht, Variante 4	RT	Erstmontage
CF-EP-VARI, unvernäht, 15 MPa	RT	Erstmontage
CF-EP-VARI, unvernäht	RT	Erstmontage
CF-EP-VARI, unvernäht	RT	Zweitmontage
CF-EP-VARI, unvernäht	70° C	Erstmontage
CF-EP-VARI, unvernäht	70° C	Zweitmontage
CF-EP	RT	Erstmontage
CF-EP	RT	Zweitmontage
CF-EP	70° C	Erstmontage
CF-EP	70° C	Zweitmontage
CF-PA6	RT	Erstmontage
CF-PA6	RT	Zweitmontage
CF-PA6	70° C	Erstmontage
CF-PA6	70° C	Zweitmontage
CF-PA66	RT	Erstmontage
CF-PA66	RT	Zweitmontage
CF-PA66	70° C	Erstmontage
CF-PA66	70° C	Zweitmontage
CF-PA66	70° C	Drittmontage

Weiterhin wird der Hypothese, dass durch die Flächenpressungen eine Erhöhung des lokalen Faservolumengehalts stattfindet (vergleiche Kapitel 2.7), geprüft, indem nach einem ersten Versuch (Erstmontage) die Schraube gelöst und eine Zweitmontage durchgeführt wird. Damit soll festgestellt werden, ob sich womöglich ein bleibender Effekt einstellt, der dahingehend genutzt werden kann, dass nach der Zweitmontage nur noch ein geringer Vorspannkraftverlust stattfindet. Zusätzlich wird von allen Materialien mittels dynamischer Differenzkalorimetrie die Glasübergangstemperatur bestimmt (siehe Tabelle 4.5) und die Prüfung bei den Temperaturen RT und 70° C durchgeführt, um einen möglichen Einfluss der Temperatur auf den Vorspannkraftverlust zu erkennen. Als typischer Temperaturbereich gelten z.B. in der Automobilindustrie Temperaturen von -40° C bis 80° C. Da die Grenze für den Betrieb der Kraftmessringe bei 74° C liegt, wird in dieser Arbeit als erhöhte Prüftemperatur 70° C gewählt.

Tabelle 4.5: Glasübergangstemperatur, Oberflächenrauigkeit und -welligkeit der eingesetzten Materialien (Ober- und Unterseite für CF-EP-VARI, da unterschiedlich; sonstige Proben beidseitig gleiche Oberflächengüte)

Werkstoff	Glasübergangstemperatur	R_a in μm	W_a in μm
CF-EP-VARI	104 °C	16,81 / 0,37	24,95 / 0,49
CF-EP	82 °C	0,35	0,59
CF-PA6	46 °C	0,83	1,77
CF-PA66	48 °C	2,32	1,81

Es werden außerdem die Oberflächenrauigkeit R_a und -welligkeit W_a der Proben mittels Weißlichtprofilometer bestimmt, welche ebenfalls in Tabelle 4.5 aufgeführt werden. Mit dieser Information kann abgeschätzt werden, inwieweit ein Vorspannkraftverlust nicht nur durch die Relaxation des Werkstoffs, sondern auch durch das Einbrennen der Oberflächenrauigkeiten oder Oberflächenwelligkeiten stattfindet.

In Abbildung 4.20 sind die Ergebnisse der unvernähten VARI-Proben mit einer Flächenpressung von 15 MPa und 100 MPa im Vergleich zu den Ergebnissen aus [70] und [71] dargestellt. Es zeigt sich, dass sich die Messungen dieser Arbeit mit denen der angegebenen Literatur decken. Gleichzeitig wird deutlich, dass der Einfluss der Flächenpressung und der Feuchte auf den Vorspannkraftverlust sehr gering ist. Die

Ergebnisse aus [72], welche in Kapitel 2.7 eingehend erläutert wurden, zeigen dagegen eine starke Abweichung, die vermutlich auf eine Temperierung der Proben mit Epoxid-Matrix oberhalb der Glasübergangstemperatur schließen lässt. Allgemein ist festzustellen, dass der Vorspannkraftverlust, der in Abbildung 4.20 dargestellt wird, nicht mehr als 10 % beträgt und sich daher auf einem Niveau bewegt, was den Einsatz für eine reibschlüssige Verbindung ermöglicht.

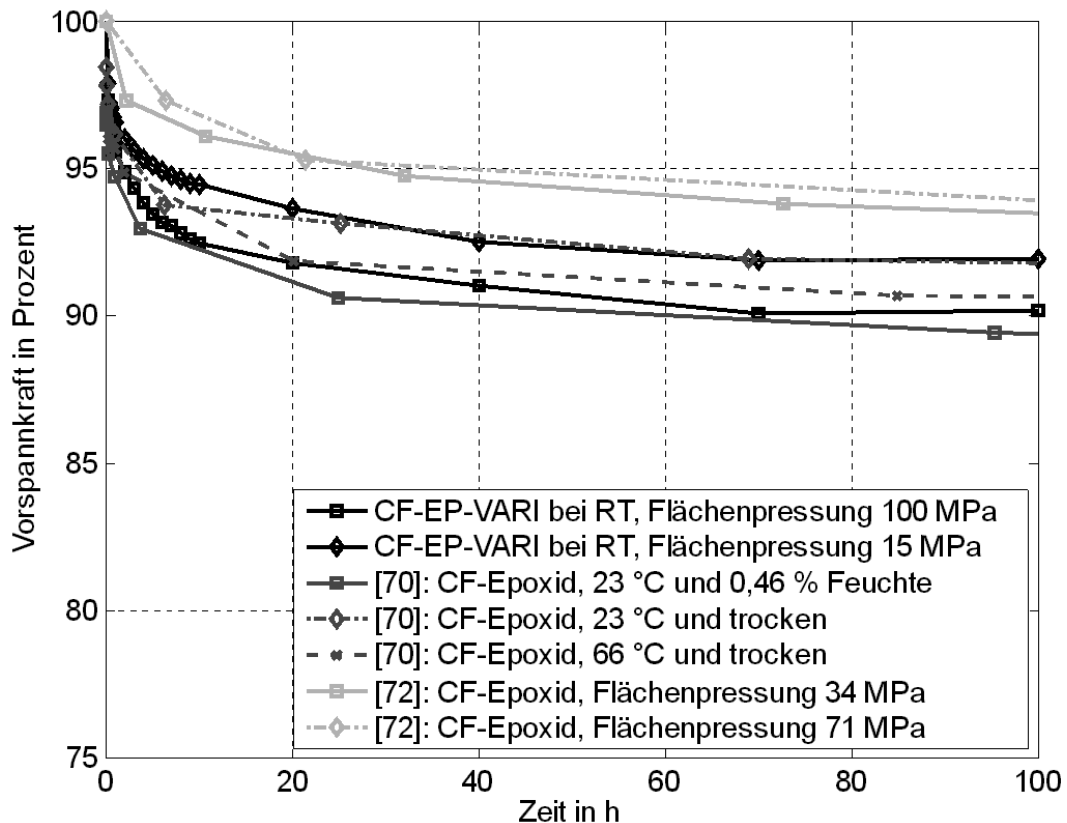


Abbildung 4.20: Eigene Versuche im Vergleich mit Ergebnissen aus den Untersuchungen [70] und [72]

Die Versuchsergebnisse, die die vier vernähten Varianten mit der unvernähten Referenz vergleichen, sind in Abbildung 4.21 dargestellt. Die Versuche zeigen deutlich, dass ein Einfluss auf den Vorspannkraftverlust durch das strukturelle Vernähen nicht vorhanden ist. Dies lässt sich damit erklären, dass der Anteil der Fasern in Dickenrichtung sehr niedrig ist. Außerdem ist die Druckbelastung in Faserrichtung ebenfalls durch die Matriceigenschaften beeinflusst, da die Fasern nur durch die Stützwirkung der Matrix Kraft aufnehmen können. Dies führt dazu, dass ein nichtlinearer Einfluss besteht und Effekte wie Kriechen sich ebenfalls auswirken können.

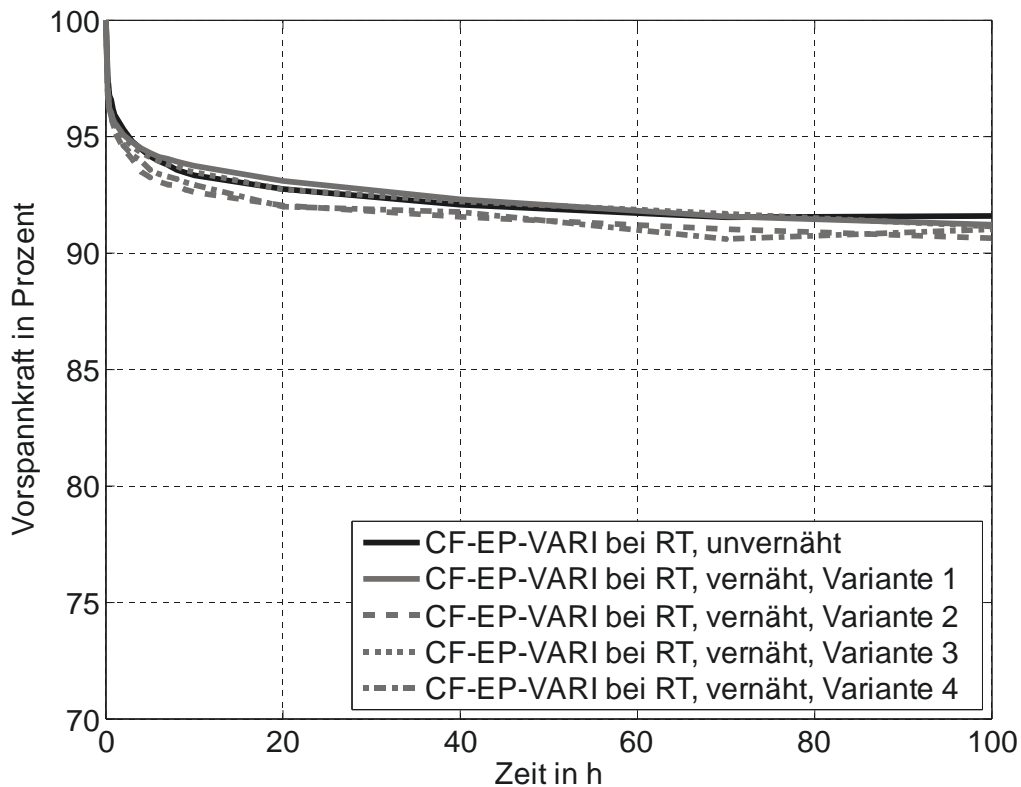


Abbildung 4.21: Einfluss von strukturellem Vernähen auf den Vorspannkraftverlust

In Abbildung 4.22 werden die Ergebnisse zum Einfluss der Temperatur und der Wiedermontage für die Proben mit Epoxid-Matrix CF-EP-VARI und CF-EP gezeigt; analoge Ergebnisse für die Proben mit thermoplastischer Matrix CF-PA6 und CF-PA66 sind in Abbildung 4.23 vergleichend dargestellt. Folgende Ergebnisse können aus den Versuchen gewonnen werden:

- Bei einer Temperatur von 70° C stellt sich bei der Erstmontage der Proben mit den beiden Epoxid-Matrices ein um circa 9 % höherer Vorspannkraftverlust ein als bei RT; mit 70° C wird bei beiden Epoxid-Matrices die Glasübergangstemperatur nicht überschritten.
- Bei den Proben mit den beiden thermoplastischen Matrices steigt der Vorspannkraftverlust bei 70° C, verglichen mit dem Versuch bei RT, nur um ungefähr 4 % an; bei der erhöhten Temperatur wird bei beiden thermoplastischen Matrices die Glasübergangstemperatur überschritten.
- Bei den Proben aus CF-EP-VARI wird bei RT eine Reduktion des Vorspannkraftverlusts durch Zweitmontage von ungefähr 2,5 % ermittelt, wohingegen bei CF-EP lediglich eine Reduktion von circa 1 % erreicht wird; bei der erhöh-

ten Temperatur von 70° C steigen die Verlustreduktionen von 2,5 auf 9,5 % bei CF-EP-VARI und von 1 auf 5,5 % bei CF-EP an.

- Bei den thermoplastischen Proben wird für CF-PA6 bei RT eine Reduktion des Vorspannkraftverlusts durch Zweitmontage von ungefähr 5 % und bei 70° C von 8 % ermittelt; die Werte für CF-PA66 liegen bei RT 5,5 % wohingegen bei 70° C eine Reduktion um circa 7,5 % erreicht wird.

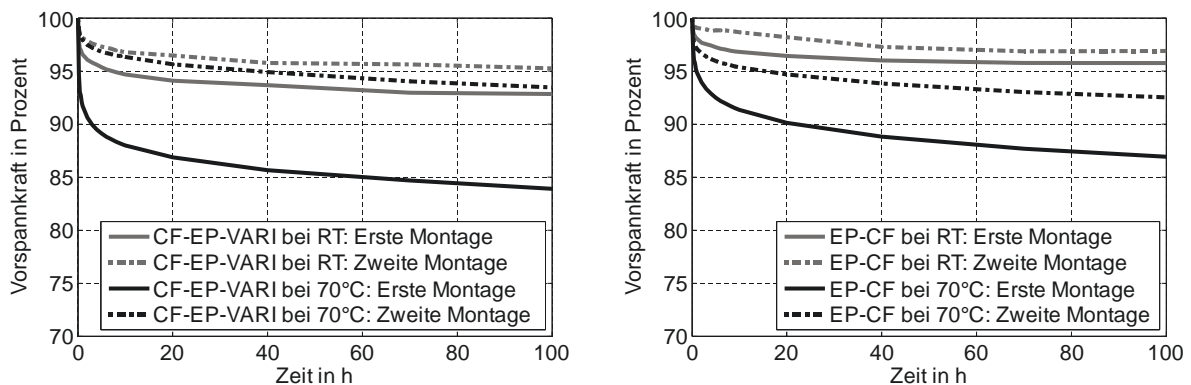


Abbildung 4.22: Einfluss von Wiedermontage auf den Vorspannkraftverlust bei duroplastischer Matrix (links VARI, rechts EP-CF)

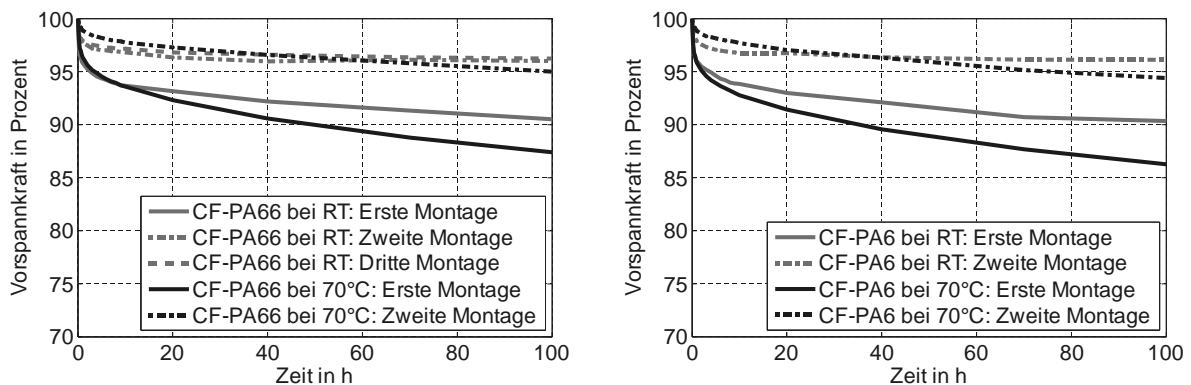


Abbildung 4.23: Einfluss von Wiedermontage auf den Vorspannkraftverlust bei duroplastischer Matrix (links PA66-CF, rechts PA6-CF)

Diese Versuchsergebnisse zeigen, dass mit steigender Temperatur auch ein höherer Vorspannkraftverlust stattfindet. Unerwartet ist die Tatsache, dass bei 70° C Versuchstemperatur bei den beiden thermoplastischen Proben trotz Überschreiten der Glasübergangstemperatur ein geringerer Vorspannkraftverlust auftritt als bei den duroplastischen Proben. Bei genauer Betrachtung des Effekts der Wiedermontage auf den Vorspannkraftverlust, fällt bei RT die Verlustreduktion bei den thermoplastischen Proben deutlicher aus als bei den duroplastischen; dafür steigt die Verlustre-

duktion bei 70° C Versuchstemperatur bei den duroplastischen im Verhältnis stärker als bei den thermoplastischen Proben. Im Vergleich der absoluten Vorspannkraftverluste nach der Wiedermontage, zeigt sich, dass sich bei allen untersuchten Werkstoffsystemen eine Verlustreduktion bei RT um ungefähr 3,5 % und bei 70° C Versuchstemperatur um ungefähr 7,5 % einstellen. Vermutlich kann die Reduktion des Vorspannkraftverlusts durch die Wiedermontage zum größten Teil auf das dadurch reduzierte Setzen (Einebnen der Oberflächenrauigkeit in den Auflageflächen) zurückgeführt werden, wie es auch für metallische Werkstoffe beschrieben wird (vergleiche Kapitel 2.7).

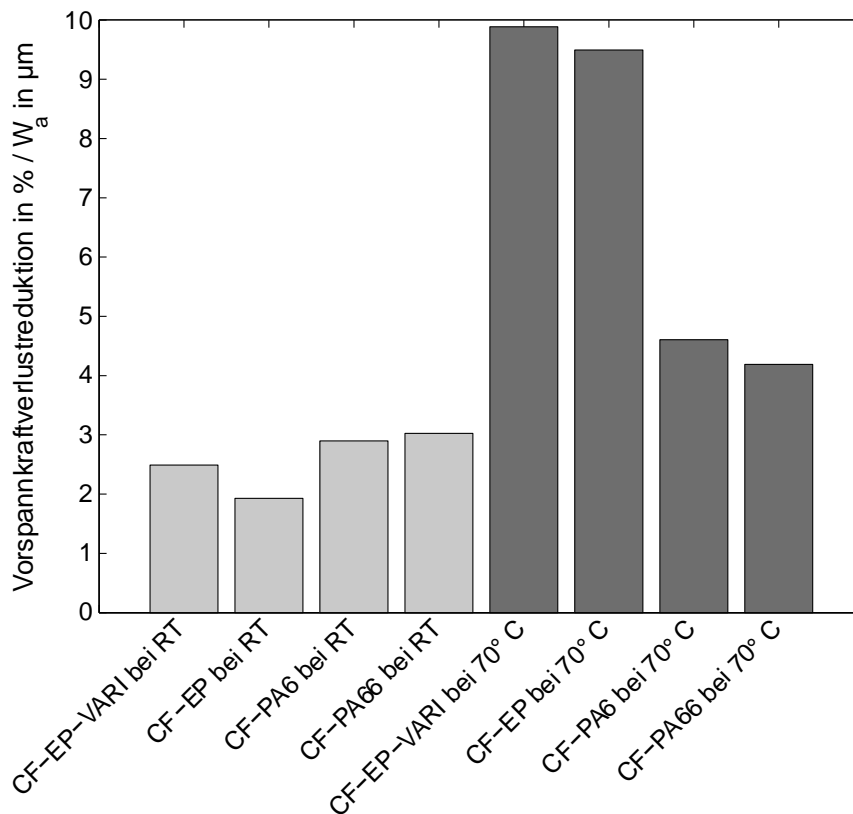


Abbildung 4.24: Verlustreduktion in Relation zur Welligkeit (für CF-EP-VARI wurde aufgrund der unterschiedlichen Welligkeit von Ober- und Unterseite nach der Berechnung der Mittelwert gebildet)

Um diese Annahme zu prüfen, wurde das Verhältnis von der Vorspannkraftverlustreduktion in % zur Oberflächenrauigkeit R_a und zur der Oberflächenwelligkeit W_a gebildet. Die Ergebnisse für die Rauigkeit R_a zeigen ein regelloses Verhalten, wohingegen die Ergebnisse für die Welligkeit W_a in Abbildung 4.24 dargestellt sind und eine deutliche Übereinstimmung innerhalb der Matrices Thermoplaste und Duroplaste

zeigen. Bei RT zeigen alle Materialien ein ähnliches Verhalten, wohingegen bei 70° C Prüftemperatur die Verlustreduktion bei den Materialien mit Epoxid-Matrix höher ausfällt als bei den Proben mit thermoplastischer Matrix. Dies lässt sich womöglich damit erklären, dass die Prüftemperatur von 70° C über der Glasübergangstemperatur der thermoplastischen Proben (vergleiche Tabelle 4.5) liegt und daher bereits beim Verschrauben eine Einebnung der Oberflächenwelligkeit stattfindet. Die Ergebnisse zeigen außerdem, dass die Oberflächenwelligkeit einen höheren Einfluss auf das Setzen zeigt als die Oberflächenrauigkeit; dies liegt möglicherweise an der typischen Oberflächencharakteristik von FKV aus Gewebelhalbzeugen, die durch die Ondulation der Fasern in Kombination mit dem aus der Fertigung resultierenden Schrumpf entsteht.

4.3.4. Quasi-statische Zugscherversuche an Schraubenverbindungen

Um die Einflüsse des Matrixwerkstoffs (thermoplastisch oder duroplastisch), der Reibwertmodifikationen (vergleiche Kapitel 4.2.2; mit anderem CFK-Werkstoff und anderer Stahlsorte durchgeführt als bei dem vorliegenden Zugscherversuch), der Passung und der Vorspannkraft auf die Kraftübertragung in der Schraubverbindung zu prüfen, werden doppellaschige Zugscherversuche, die in Kapitel 4.2.5 detailliert beschrieben sind, nach folgendem Prüfplan durchgeführt:

Tabelle 4.6: Prüfplan für quasi-statische, doppellaschige Zugscherversuche

Werkstoff	Passung	Vorspannkraft	Reibwertmodifikation
CF-EP	Übergangspassung	1 kN	Entfettet
CF-PA6	Übergangspassung	1 kN	Entfettet
CF-EP	Spiel: 0,5 mm	7,5 kN	Entfettet
CF-PA6	Spiel: 0,5 mm	7,5 kN	Entfettet
CF-EP	Spiel: 0,5 mm	7,5 kN	CMP
CF-PA6	Spiel: 0,5 mm	7,5 kN	CMP
CF-EP	Spiel: 0,5 mm	7,5 kN	Hartpartikelträgerfolie
CF-PA6	Spiel: 0,5 mm	7,5 kN	Hartpartikelträgerfolie
CF-EP	Spiel: 0,5 mm	18 kN	Hartpartikelträgerfolie
CF-PA6	Spiel: 0,5 mm	18 kN	Hartpartikelträgerfolie

Die Herstellung der faserverstärkten Probekörper ist in Kapitel 4.1.2 beschrieben. Die Stahlproben sind aus einer Blechtafel aus dem Material S420 MC mit der Werkstoffnummer 1.0980, mittels Wasserstrahlschneiden entnommen.

Als Referenz für die Zugscherversuche werden zuerst Zugscherversuche an entfetteten Proben mit einer Übergangspassung und einer geringen Vorspannkraft der Spanschraube von 1 kN durchgeführt. Diese Referenz repräsentiert dabei die formschlüssige Bolzenverbindung, da diese dem Stand der Forschung entspricht. Die Versuchsergebnisse für die formschlüssige Referenz sind in Abbildung 4.25 dargestellt. Im Bereich von 4 kN bis 5 kN tritt bei beiden Werkstoffsystemen ein Abfall der Steifigkeit auf. Dieser Steifigkeitsabfall kann nach [29] als Beginn der ersten Schädigungsentwicklung gewertet werden, aber danach folgt ein weitestgehend linearer Bereich, in dem Lochleibungsversagen vorliegt. Erst nahe der Maximalkraft entstehen größere Schäden, hauptsächlich Flankenzugbruch, die zu deutlichen Abfällen in der Kraft führen. Die erreichte Maximalkraft unterscheidet sich innerhalb der Werkstoffsysteme, da die Maximalkraft für CF-EP um ungefähr 16 % höher liegt als bei CF-PA6. Beim Vergleich des Anstiegs der Maximalkraft im Zugscherversuch mit dem Anstieg der Zugfestigkeit zwischen beiden Werkstoffsystemen, der in Kapitel 4.1.2 an Flachproben ermittelt wurden, ist festzustellen, dass ein Anstieg in ähnlicher Höhe vorliegt.

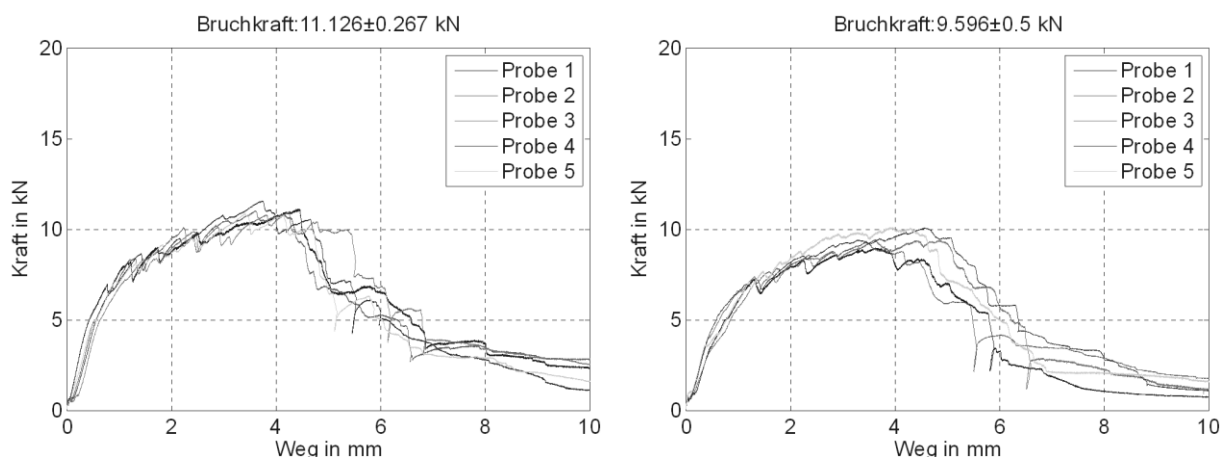


Abbildung 4.25: Zugscherversuch (CF-EP links; CF-PA6 rechts): 6,0 mm Bohrungsdurchmesser, 1 kN Schraubenvorspannkraft, entfettet

In Abbildung 4.26 sind die Ergebnisse für die Versuche mit hoher Vorspannung und Spiel für entfettete Probekörper gezeigt. Für beide Werkstoffsysteme lässt sich eine relative Bewegung der Proben bei einer Kraft von 3 kN beobachten. Dieses Rutschen markiert den Wechsel von der reibschlüssigen Übertragung, hin zu einer kombinierten Lastübertragung aus Reib- und Formschluss, da es, nachdem das Spiel von 0,5 mm überwunden ist, zwischen der Schraube und der faserverstärkten sowie den metallischen Proben zum Kontakt kommt. Bei einer Kraft von 4 kN tritt bei beiden Werkstoffsystemen ein Steifigkeitsabfall auf, der stärker ausgeprägt ist als bei den formschlüssigen Zugscherversuchen aus Abbildung 4.25; sowohl bei der formschlüssigen als auch bei der reibschlüssigen Kraftübertragung liegt dieser Steifigkeitsabfall bei einem ähnlichen Wert. Bei vergleichender Betrachtung der Maximallast, steigt diese hingegen bei beiden Werkstoffsystemen um ungefähr 15 % bezogen auf die formschlüssige Referenz, an. Der Unterschied zwischen den beiden Werkstoffsystemen in der Maximallast liegt bei circa 14 % und stimmt damit sowohl mit dem gemessenen Unterschied bei den Referenzproben aus Abbildung 4.25 als auch dem Unterschied bei der ermittelten Zugfestigkeit des Laminats ungefähr überein.

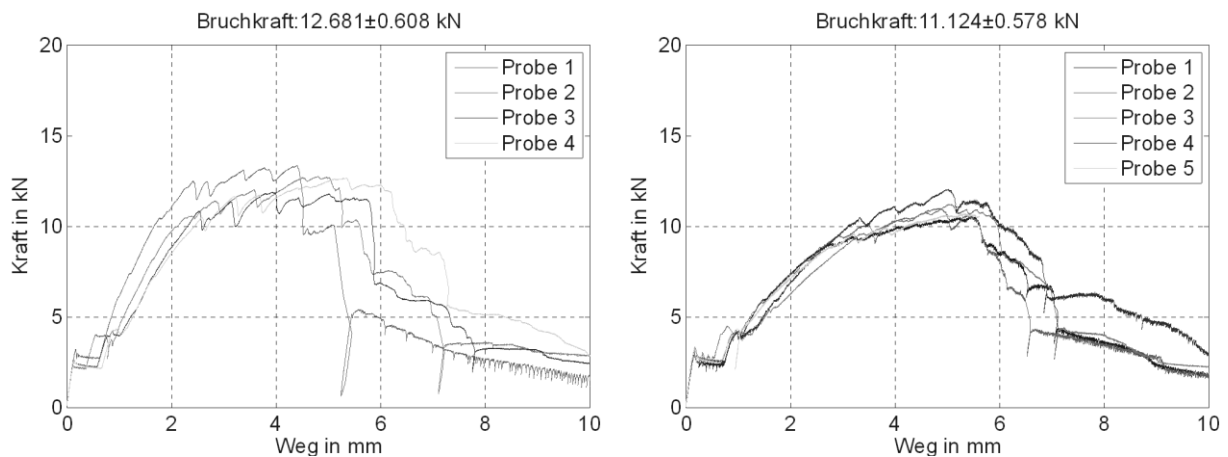


Abbildung 4.26: Zugscherversuch (CF-EP links; CF-PA6 rechts): 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 7,5 kN Schraubenvorspannkraft, entfettet

Mit dem Einsatz von der in Kapitel 5.1.3 beschriebenen CMP mit groben Partikeln, einer Vorspannung von 7,5 kN und Spiel ergeben sich die Versuchsergebnisse, wie in Abbildung 4.27 dargestellt. Es ist ein Anstieg der Maximalkraft, bei der die Kraftübertragung ausschließlich über Reibung stattfindet, von ungefähr 3 kN auf ungefähr

6 kN festzustellen. Dieser Anstieg entspricht dem Anstieg des Haftreibungswerts beim Einsatz von der CMP mit groben Partikeln, der in Kapitel 4.2.2 beobachtet wurde. Die absolute Maximalkraft, die im Versuch gemessen wurde, liegt für beide Werkstoffssysteme circa 20 % über der formschlüssigen Referenz. Der Anstieg von dem duroplastischen gegenüber dem thermoplastischen FKV liegt bei ungefähr 13 %.

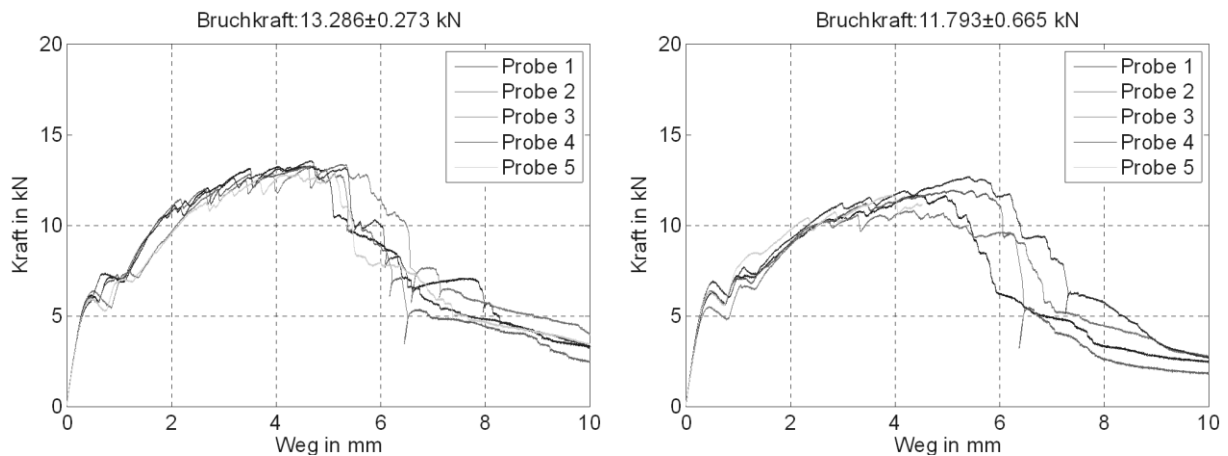


Abbildung 4.27: Zugscherversuch (CF-EP links; CF-PA6 rechts): 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 7,5 kN Schraubenvorspannkraft, CMP grob

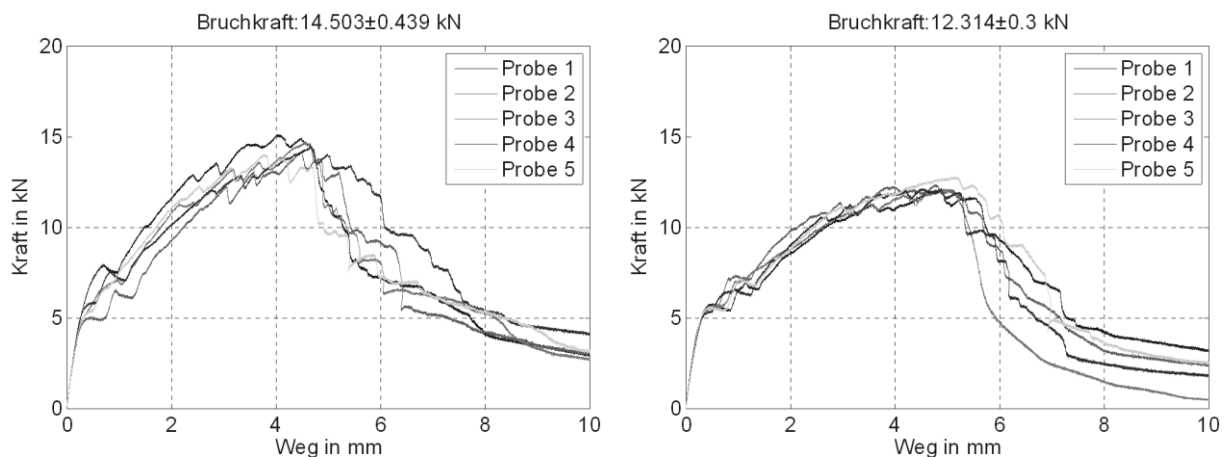


Abbildung 4.28: Zugscherversuch (CF-EP links; CF-PA6 rechts): 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 7,5 kN Schraubenvorspannkraft, Hartpartikelträgerfolie

Eine weitere Variante zur Steigerung des Haftreibungswerts wurde in Kapitel 4.1.1 durch Aufbringen einer Hartpartikelträgerfolie mit eingebetteten Partikeln beschrieben. Die Versuchsergebnisse dieser Reibwertmodifikation sind in Abbildung 4.28 dargestellt; hierbei wird eine Vorspannung von 7,5 kN an den Schrauben aufgebracht und die Schraubenbohrung hat 0,5 mm Spiel. Ähnlich wie bei den Zugscherversuchen mit der CMP, wird eine Maximalkraft der reibschlüssigen Kraftübertragung von ungefähr

6 kN erreicht. Der Anstieg der Maximalkraft gegenüber der formschlüssigen Referenz liegt bei 30 %; die Maximalkraft von CF-EP liegt 18 % über der von CF-PA6.

In Abbildung 4.29 sind die Ergebnisse von Zugscherversuchen dargestellt, die mit der Hartpartikelträgerfolie modifiziert werden, und bei denen anders als bei den Versuchen aus Abbildung 4.28 Schrauben der Festigkeitsklasse 12.9 statt 8.8 zum Einsatz kommen, um die Vorspannkraft deutlich zu erhöhen; die realisierte Vorspannkraft liegt bei 18 kN. Die Kraft, bei der die reibschlüssige Kraftübertragung ihr Maximum erreicht, liegt bei beiden Werkstoffsystemen bei circa 14 kN. Im Vergleich zu den Ergebnissen aus Abbildung 4.28, zeigt sich hier ein linearer Zusammenhang zwischen Vorspannkraft und reibschlüssiger Kraftübertragung, was allgemein als nachgewiesen gilt und durch das *Coulomb'sche* Reibungsgesetz beschrieben wird. Die Maximalkraft steigt gegenüber der formschlüssigen Referenz um circa 60 % an; wohingegen die Maximalkraft im Vergleich zu den Versuchen mit Hartpartikelträgerfolie und der geringeren Vorspannkraft um ungefähr 25 % steigt.

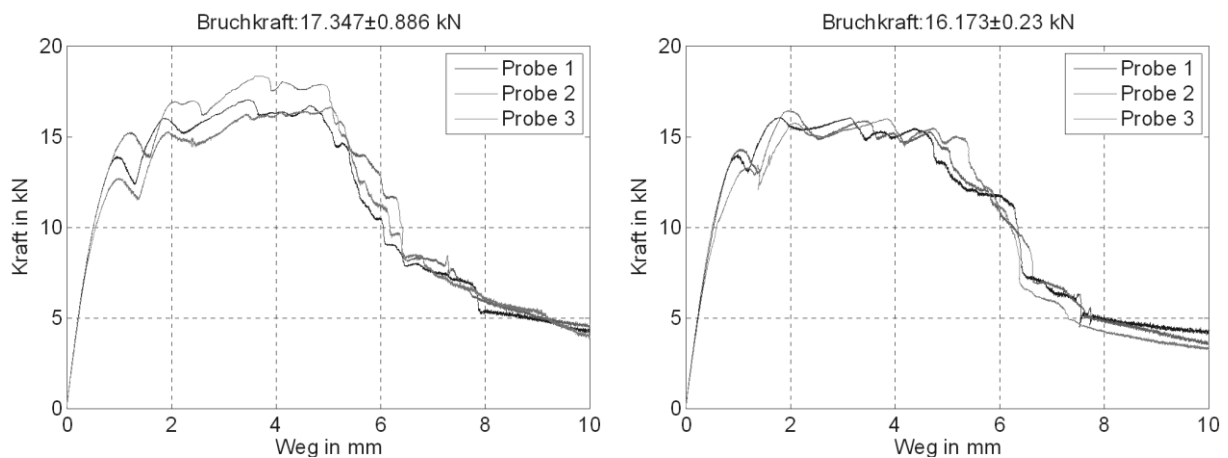


Abbildung 4.29: Zugscherversuch (CF-EP links; CF-PA6 rechts): 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 18 kN Schraubenvorspannkraft, Hartpartikelträgerfolie

Die durchgeführten Zugscherversuche weisen zu Beginn des Versuchs starke Unterschiede in Abhängigkeit der Passung, der Vorspannung und des Reibwerts auf. Bei den Versuchen mit Spielpassung zeigt sich eine Relativbewegung der metallischen zu den faserverstärkten Proben; diese Relativbewegung zeigt die Maximalkraft an, die rein über Reibung übertragen kann. Bei den Zugscherversuchen ohne Spiel bleibt diese Relativbewegung offensichtlich aus.

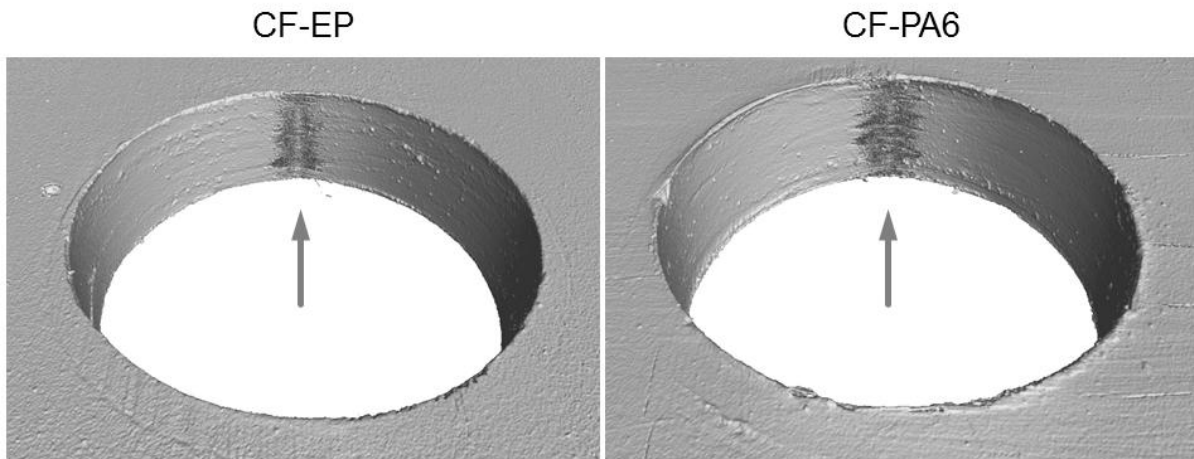


Abbildung 4.30: μ CT-Aufnahmen von Zugscherversuchen die bis 3,7 kN belastet wurden (vergleichbar mit Abbildung 4.26: mit 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 7,5 kN Schraubenvorspannkraft und entfettet)

Bei den Versuchen bei denen die Maximalkraft für Reibschluss unter 4 kN liegt, zeigt sich unabhängig von der Passung und des Werkstoffsystems, dass im Bereich von 4 kN bis 5 kN ein Abfall der Steifigkeit stattfindet. Dieser Steifigkeitsabfall kann nach [29] als Beginn der ersten Schädigungsentwicklung gewertet werden, aber folgt jedoch ein weitestgehend linearer Bereich. Liegt hingegen die Maximalkraft des Reibschlusses über 5 kN, wird dieser Steifigkeitsabfall nicht beobachtet und das Verformungsverhalten geht, nachdem die Schraube mit den Fügepartnern in Kontakt gekommen ist, direkt in diesen weitestgehend linearen Bereich mit geringerer Steifigkeit über. Diese Beobachtung wird anhand von μ CT-Aufnahmen belegt, die in Abbildung 4.30 und Abbildung 4.31 dargestellt sind. Die beiden Abbildungen zeigen für die beiden eingesetzten Werkstoffsysteme μ CT-Aufnahmen von Zugscherversuchen (mit 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 7,5 kN Schraubenvorspannkraft und entfettet), die bei 3,7 kN (nach der Relativverschiebung; vor dem ersten Steifigkeitsabfall) und bei 8 kN (nach dem ersten Steifigkeitsabfall) gestoppt wurden, um das vorliegende Schadensbild zu begutachten. Abbildung 4.30 zeigt an der mittels Pfeil markierten Stelle erste Schädigungen an der Oberfläche dadurch, dass lediglich kleine Matrixausbrüche auftreten. In Abbildung 4.31 hingegen entstehen bei der thermoplastischen Matrix Aufwerfungen des Materials am Bohrungsrand. Außerdem sind bei beiden Werkstoffsystemen nahe der Lochleibung neben Faserbrüchen und Zwischenfaserbrüchen Delaminationen als die kritischste Versagensform zu beobachten. Diese Schädigungen bewirken den ersten Steifigkeitsabfall.

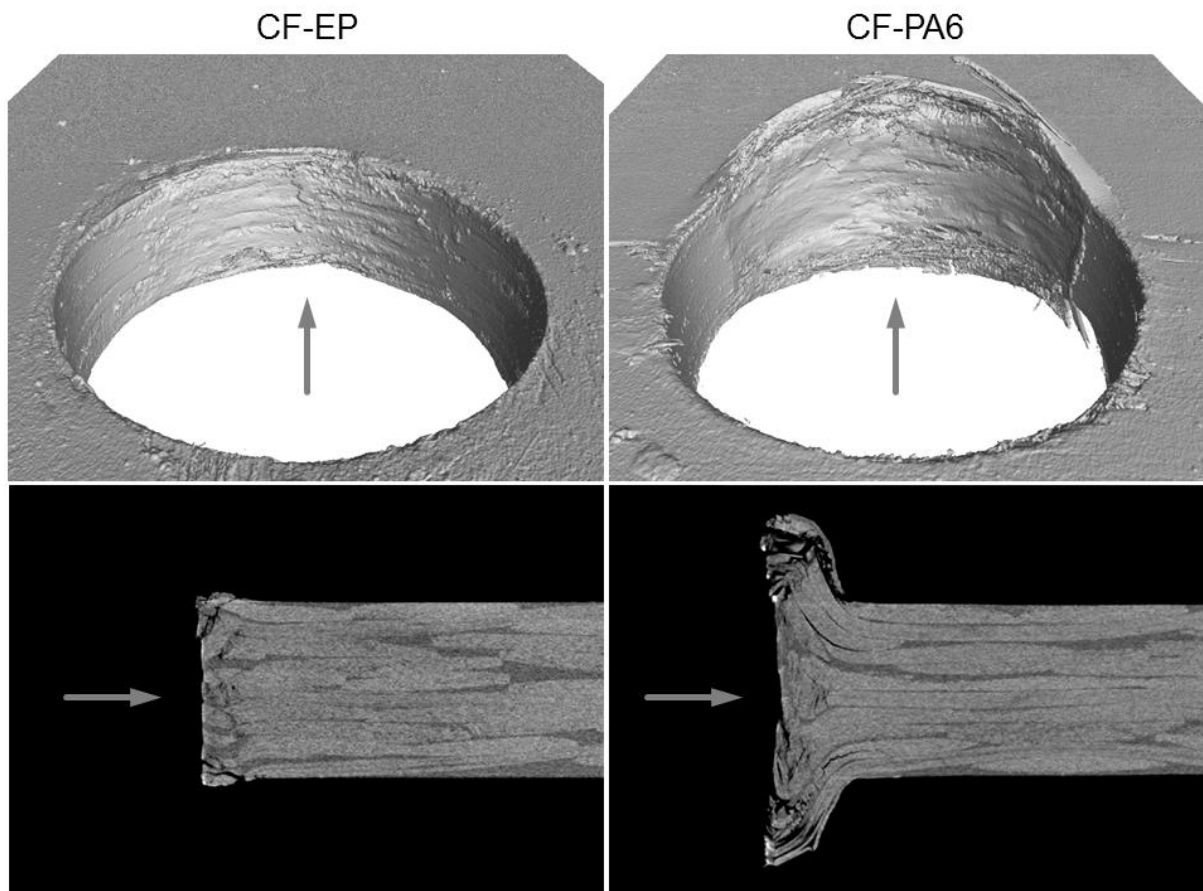


Abbildung 4.31: μ CT-Aufnahmen von Zugscherversuchen die bis 8 kN belastet wurden (vergleichbar mit Abbildung 4.26: mit 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 7,5 kN Schraubenvorspannkraft und entfettet)

Bei allen Versuchen treten ab einer Kraft von circa 70 % bis 90 % der Maximalkraft vermehrt größere Schädigungen auf, die immer wieder zu Abfällen in der Kraft-Weg-Kurve führen. Dieses Versagensbild beschreibt ein Durchziehen des Bolzens durch das Laminat und somit liegt Lochleibungsversagen vor. Abbildung 4.32 zeigt für beide Werkstoffsysteme μ CT-Aufnahmen von Zugscherversuchen (mit 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 7,5 kN Schraubenvorspannkraft und entfettet), die bei 4 mm Weg und damit kurz vor dem Erreichen der Maximalkraft abgebrochen wurden. Beide μ CT-Aufnahmen zeigen ausgeprägte Aufwerfungen am Bohrungsrand und es entstehen Faserbrüche, Zwischenfaserbrüche und Delaminationen in Regionen fern der Bohrung. Dies lässt darauf schließen, dass zusätzlich zum Lochleibungsversagen ein Druckversagen im Werkstoff auftritt.

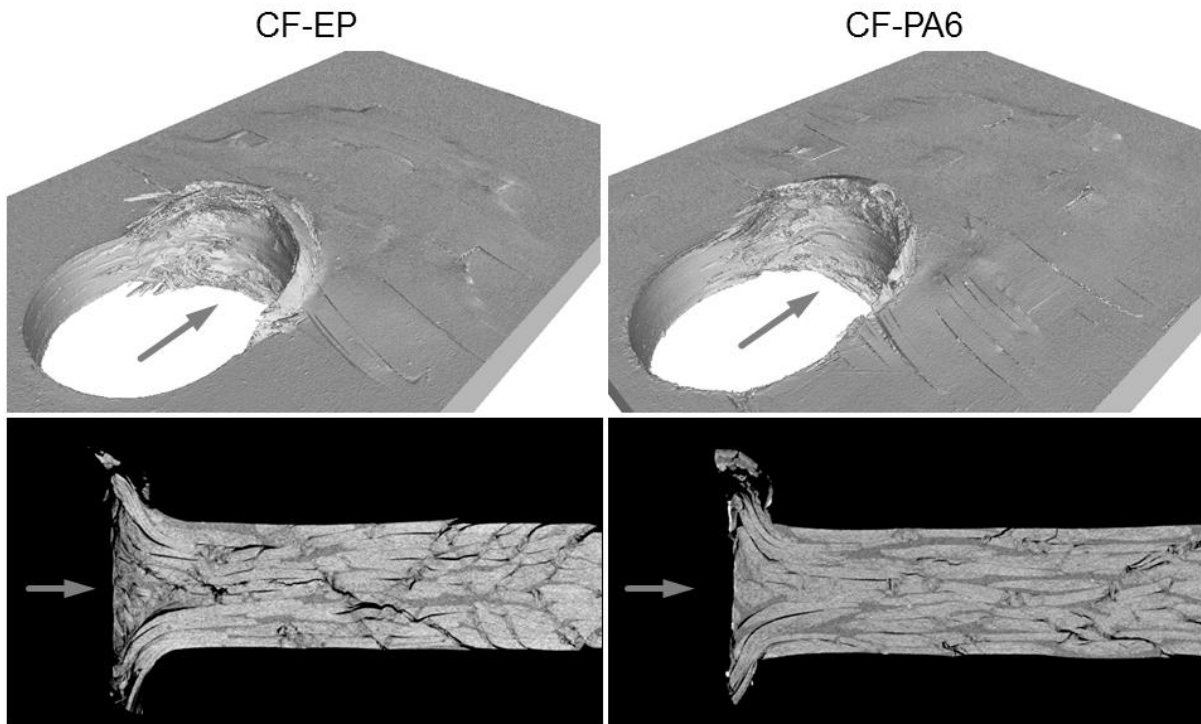


Abbildung 4.32: μ CT-Aufnahmen von Zugscherversuchen die bis zu einem Weg von 4 mm verformt wurden (vergleichbar mit Abbildung 4.26: mit 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 7,5 kN Schraubenvorspannkraft und entfettet)

Nach dem Erreichen der Maximalkraft fällt die Kraft deutlich ab und es tritt ein Flankenbruch oder ein kombinierter Scher- und Flankenbruch auf (vergleiche Abbildung 2.4). Danach wird lediglich durch eine geringe Restfestigkeit des Laminats und der Reibung zwischen den Fügepartnern Kraft übertragen.

Beim Einsatz der Hartpartikelträgerfolie kombiniert mit der hohen Vorspannkraft von 18 kN beträgt die maximale reibschlüssige Kraftübertragung, unabhängig vom eingesetzten Werkstoffsystem 14 kN (allerdings ohne die Berücksichtigung eines Vorspannkraftverlusts der durch lange Standzeiten entstehen könnte), wohingegen bei der formschlüssigen Referenz die absolute Maximallast unter 12 kN liegt. Das heißt, dass im Fall der doppellaschigen Schraubverbindung die reibschlüssige Kraftübertragung eine höhere Verbindungsfestigkeit liefert als die formschlüssige Kraftübertragung.

4.3.5. Zyklische Zugscherversuche an Schraubenverbindungen

Um zu prüfen, ob der Effekt der Reibwertsteigerung – und damit dem verbesserten Kraftschluss – bei zyklischer Belastung erhalten bleibt, werden zyklische Prüfungen

durchgeführt, die in Tabelle 4.7 veranschaulicht sind. Dabei wird die ermittelte maximale Kraft von 14 kN, bei der ausschließlich die Kraftübertragung über Reibschluss erfolgt, als Referenz für eine Oberkraft in einem Zugschwellversuch angenommen. Die Prüfung erfolgte bei einem Belastungsverhältnis von $R=0,1$ und mit einer Skalierung der Oberkraft in drei Lastniveaus bei 90 %, 80 % und 70 %. Die Prüffrequenz beträgt bei den zyklischen Versuchen 5 Hz.

Tabelle 4.7: Prüfplan für zyklische, doppellaschige Zugscherversuche mit $R=0,1$ und $f=5$ Hz: 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 18 kN Schraubenvorspannkraft, Hartpartikelträgerfolie (vergleiche mit Versuchen aus Abbildung 4.29)

Werkstoff	Probenanzahl	Oberkraft in Prozent der statischen Maximalkraft	Oberkraft in kN
CF-EP	3	90	12,6
CF-EP	3	80	11,2
CF-EP	3	70	9,8
CF-PA6	3	90	12,6
CF-PA6	3	80	11,2
CF-PA6	3	70	9,8

Die Ergebnisse der zyklischen Versuche sind in Abbildung 4.33 dargestellt. Die eingezeichneten Punkte markieren die Zyklenzahlen, an denen eine Relativbewegung von 0,3 mm (bei 0,5 mm Spiel zwischen Bolzenaußendurchmesser und Bohrungsinwendendurchmesser) stattfindet, was einem „Versagen“ des Reibschlusses gleich kommt. Versuche mit einer Zyklenzahl von 1.000.000 werden beendet und als Durchläufer gewertet; statt durch Punkte werden sie durch Dreiecke dargestellt. Für die in der Abbildung eingezeichneten Wöhlerlinien werden die Durchläufer nicht als Stützstelle berücksichtigt. Das Diagramm zeigt, dass die Werkstoffsysteme ein unterschiedliches Verhalten zeigen. Die Versuche mit thermoplastischen FKV-Proben können den Reibschluss nicht solange aufrechterhalten wie die Proben mit duroplastischer Matrix. Der Einfluss des Vorspannkraftverlusts, der durch Setzen und Kriechen in der Matrix auftritt, ist – wie in Kapitel 4.3.3 erörtert – mit bis zu 10 % sehr gering. Dieser Wert deckt sich ungefähr mit dem Vorspannkraftverlust der an Zugscherversuchsproben mit applizierter Hartpartikelträgerfolie – analog zu dem Versuchsaufbau aus Kapitel 4.2.4 – ermittelt wurde und in Abbildung 4.33 dargestellt ist.

Dieser Versuch bezieht zusätzlich zu dem Verhalten der CFK-Probe auch die zusätzlichen Fügeflächen der metallischen Fügepartner mit ein. Möglicherweise ist der beobachtete Unterschied zwischen den Matrices auf ein tiefes Eindringen bzw. Einarbeiten der Partikel aus der Hartpartikelträgerfolie in die thermoplastische Matrix zurückzuführen, die dann dadurch die Vorspannkraft weiter reduziert als in der Messung an den unbelasteten Zugscherversuchsproben. Dies würde auch die besseren Ergebnisse der Versuche mit duroplastischer Matrix erklären, da Epoxidharze tendenziell einen höheren Widerstand gegen das Eindringen eines anderen Körpers bieten. Alle Versuche zeigen bei einem Lastniveau von 70 % bis 1.000.000 Zyklen keine Relativbewegung; damit kann gezeigt werden, dass der Reibschluss auf diesem Kraftniveau aufrecht erhalten bleibt.

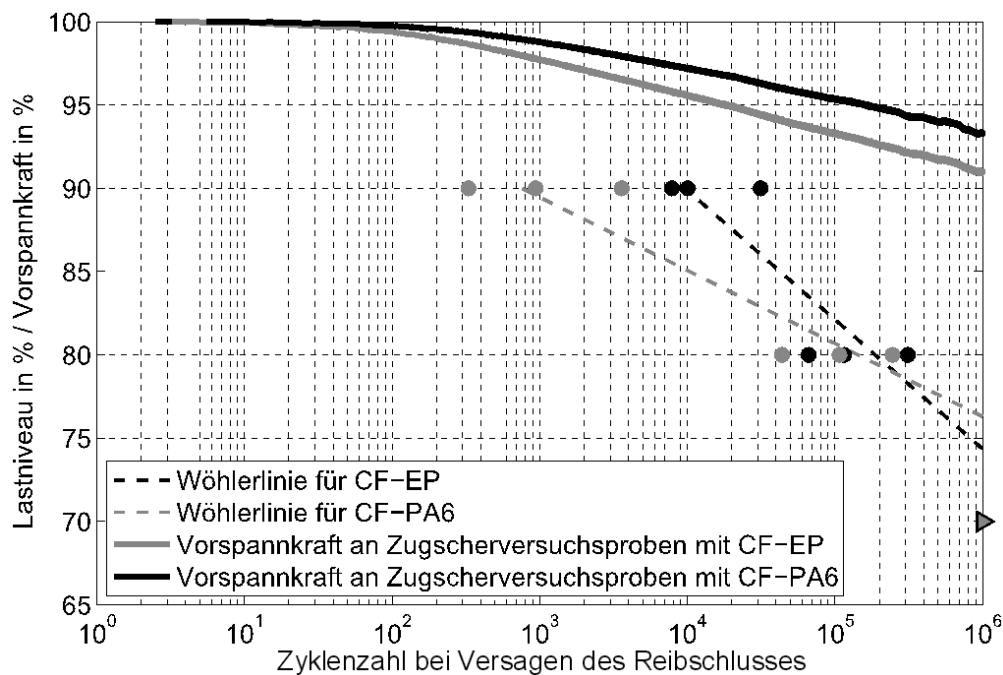


Abbildung 4.33: Vorspannkraftverlust an Zugscherversuchsproben und Wöhlerlinien von zyklischem Zugscherversuchen mit $R=0,1$ und $f=5$ Hz: 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 18 kN Schraubenvorspannkraft, Hartpartikelträgerfolie (vergleiche mit quasistatischen Versuchen aus Abbildung 4.29)

Es wird je Werkstoffsystem ein zyklischer Zugscherversuch bei einem Lastniveau von 90 % (vergleiche Abbildung 4.34) über die für Abbildung 4.33 festgesetzten Abbruchgrenze von 0,3 mm Relativverschiebung bis zu einer Zyklenzahl von 1.000.000 Zyklen bzw. bis zu einem Totalversagen durchgeführt. In Abbildung 4.34 ist diese Relativverschiebung über der Zyklenzahl dargestellt und es wird deutlich, dass die

duroplastischen FKV-Proben ein gutmütigeres Versagen aufweisen als die Proben mit PA6-Matrix, da das duroplastische Werkstoffsystem einen kontinuierlichen Anstieg der Relativverschiebung aufweist, was einen langsamen Schädigungsfortschritt beschreibt. Das thermoplastische Werkstoffsystem hingegen zeigt nach 10^4 Zyklen einen starken Anstieg der Relativverschiebung was einem schnellen Schädigungsfortschritt entspricht.

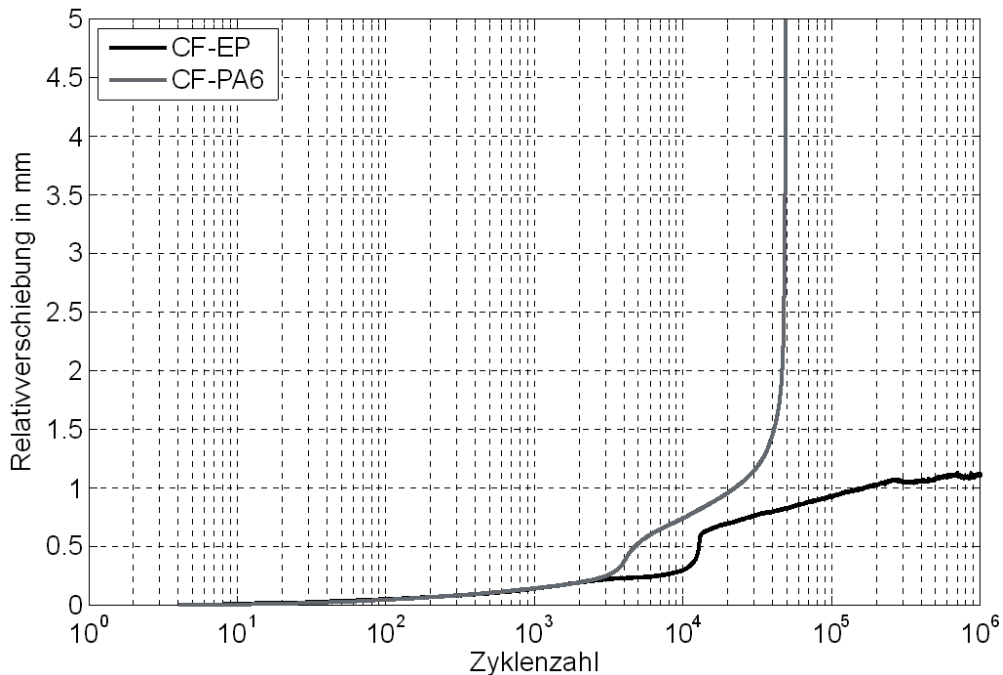


Abbildung 4.34: Relativverschiebung der metallischen zur CFK-Probe während des zyklischen Zugscherversuchs mit $R=0,1$ und $f=5$ Hz: 6,5 mm Bohrungsdurchmesser, 18 kN Schraubenvorspannkraft, Hartpartikelträgerfolie (vergleiche mit quasi-statischen Versuchen aus Abbildung 4.29)

Vergleicht man die reibschlüssige Kraftübertragung bei zyklischer Belastung mit der quasi-statischen formschlüssigen Kraftübertragung (vergleiche Abbildung 4.25) zeigt sich, dass selbst bei hohen Zyklenzahlen eine Querkraft von 9,8 kN (entspricht 70%-Lastniveau) mittels Reibschluss zuverlässig übertragen werden kann. Wohingegen sich im quasi-statischen Versuch für CF-EP 9,6 kN und für CF-PA6 11,1 kN über Formschluss übertragen lassen, wobei bei den angegebenen Maximalkräften bereits deutliche Schädigungen vorliegen. Daher ist davon auszugehen, dass keine dauerhafte Kraftübertragung mit den Maximalkräften bei Formschluss möglich ist. Es zeigt sich also, dass die reibschlüssige Verbindung mit Hartpartikelträgerfolie und hohen Vorspannkraften auch bei zyklischer Belastung ein gutes Ergebnis liefert.

4.4. Abbildbarkeit von reibschlüssigen Schraubenverbindungen mittels analytischer Modelle

In diesem Kapitel werden die experimentell ermittelten Ergebnisse mit analytischen Rechenmethoden abgeglichen werden, um zu bewerten, inwieweit diese zur Auslegung verwendet werden können. Der Fokus liegt dabei auf analytischen Rechenmethoden, weil es Stand der Technik ist, die Auslegung von Schraubenverbindungen analytisch durchzuführen, da FE-Analysen mit einem hohen Aufwand verbunden sind. Lediglich für detaillierte Analysen – vor allem in der Forschung – wird die Finite-Element-Methode bei Schraubenverbindungen genutzt, da für eine Bauteil实现ung die analytischen Methoden meist hinreichend genau sind. Im Rahmen einer Voruntersuchung [80] wurden verschiedene gängige Modellierungsvarianten von Schraubenverbindungen in der Finite-Element-Analyse modelliert und die Ergebnisse verglichen. Als Basis diente ein Modell, das sowohl Fügepartner als auch Bolzen als 3D-Elemente abbildet, und experimentelle Ergebnisse [29] einschnittiger Zugscherversuche. Das Ergebnis des Vergleichs zwischen der 3D-Modellierung und den experimentellen Ergebnissen ist, dass das FE-Modell den Kraft-Weg-Verlauf aus den Experimenten bis zu dem Punkt gut abbilden kann an dem der erste Steifigkeitsabfall zu beobachten ist. Da beim ersten Steifigkeitsabfall, wie in Kapitel 4.3.4 gezeigt, erste Schäden im Material auftreten, entstehen diese Abweichungen, da in dem FE-Modell keine Betrachtung des Versagensverhaltens stattfand.

Analytisch lässt sich die Querkraftübertragung in einer reibschlüssigen Schraubverbindung, wie sie bei einem Zugscherversuch vorliegt, wie folgt beschreiben:

$$F_{Q, \text{Reibschluss}} = F_V \cdot \mu \cdot i \quad (4.2)$$

Wird mit Gleichung 4.2 die maximale Kraft für die doppellaschigen Zugscherversuche ($i = 2$) mit applizierter Hartpartikelträgerfolie ($\mu = 0,4$) aus Abbildung 4.28 mit $F_V = 7,5$ kN berechnet, ergibt sich eine maximale Querkraftübertragung von 6 kN. Steigt die Vorspannkraft auf 18 kN (vergleiche Abbildung 4.29) ergibt sich eine maximale Querkraftübertragung von 14,4 kN. Vergleicht man diese Werte mit den experimentellen Ergebnissen, zeigt sich eine gute Übereinstimmung.

Die maximale Kraftübertragung für formschlüssige Bolzenverbindungen wird hingegen durch die Berechnung der Lochleibungsfestigkeit abgeschätzt, die über die projizierte Fläche der Lochleibung sowie der äußeren Kraft bestimmt wird. Mit Hilfe der Lochleibungsfestigkeit kann für andere Bohrungsgrößen bzw. für deren projizierte Flächen die äußere Last ermittelt werden:

$$F_{Q, \text{Formschluss}} = R_{LL} \cdot d \cdot t \quad (4.3)$$

Für FKV-Lamine wird nach Norm [81] die äußere Kraft bei einer Lochaufweitung von 2 % zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit herangezogen. Die Lochleibungsfestigkeit bei einer Lochaufweitung von 2 % beträgt 6,6 kN für CF-EP und 5,2 kN für CF-PA6 bei den formschlüssigen Zugscherversuchen, die in Abbildung 4.25 dokumentiert sind. Damit ergibt sich eine Lochleibungsfestigkeit R_{LL} von 550 MPa für CF-EP und 430 MPa für CF-PA6. Der Bolzendurchmesser d beträgt 6 mm und die Wanddicke t beträgt 2 mm.

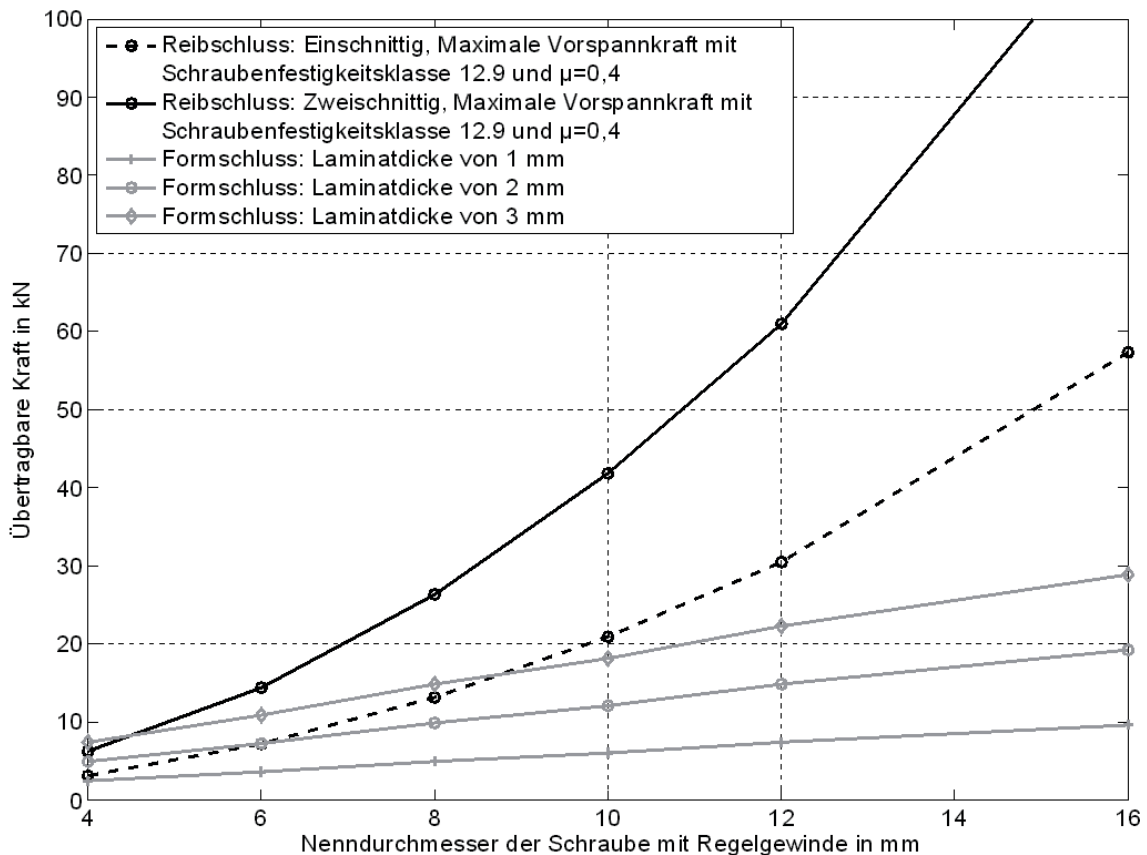


Abbildung 4.35: Rechnerisch bestimmte Kraftübertragung mittels Reibschluss und Formschluss ohne Berücksichtigung des Vorspannkraftverlusts

Um einen Vergleich der Querkraftübertragung von formschlüssigen und reibschlüssigen Schraubenverbindungen für den quasi-statischen Lastfall zu erstellen, wird in Abbildung 4.35 mit den oben genannten Gleichung für verschiedene Schraubennennendurchmesser die übertragbare Kraft berechnet. Es wird dabei, zusätzlich zu den experimentell betrachteten doppellaschigen Zugscherversuchen, die Berechnung der Kraftübertragung einer einschnittigen Schraubverbindung durchgeführt. Die reibschlüssige Kraftübertragung ist unabhängig von der Wanddicke, wohingegen beim Formschluss ein linearer Einfluss der Wanddicke auf die maximal übertragbare Kraft existiert. Deshalb wird die übertragbare Kraft mittels Formschluss für die Laminatdicken 1 mm, 2 mm und 3 mm berechnet.

Die Abbildung 4.35 zeigt, dass die reibschlüssigen Schraubenverbindungen mit hoher Vorspannkraft, die den Einsatz einer Schraube der Festigkeitsklasse 12.9 erfordert, und beim Einsatz von Hartpartikelträgerfolie im Vergleich zur Kraftübertragung mittels Formschluss konkurrenzfähig sind. Ab einem Nennendurchmesser der Schraube von 10 mm besitzen selbst einschnittige Verbindungen eine höhere Leistungsfähigkeit als Formschlussverbindungen mit einer Laminatdicke von 3 mm. Bei einer Laminatdicke von 2 mm kann bereits ab einem Nennendurchmesser von 6 mm die einschnittige reibschlüssige Schraubverbindung vorteilhaft sein.

Der Anstieg der Maximalkraft der Zugscherversuche, die bei Formschluss durch Erhöhung der Schraubenvorspannkraft vorliegt, ist auf die Kopplung durch die Querkontraktionszahlen zurückzuführen und lässt sich anhand des Elastizitätsgesetzes eines transversalisotropen Materials rechnerisch abbilden. Für die Dehnung in die Hauptbelastungsrichtung (1-Richtung) gilt folgende Gleichung:

$$\varepsilon_{11} = \frac{\sigma_{11}}{E_1} - \frac{\sigma_{22} * \nu_{12}}{E_1} - \frac{\sigma_{33} * \nu_{13}}{E_1} \quad (4.4)$$

Im Falle eines Formschlusses steht der Bolzen an der Lochleibung an und belastet das Laminat auf Druck, was dazu führt, dass σ_{11} einen negativen Zahlenwert annimmt. Wenn nun keine Schraubenvorspannung vorliegt, sind die Spannungen σ_{22} und σ_{33} sehr gering und es besteht daher kein Einfluss auf die Druckbeanspruchung respektive die Lochleibungsfestigkeit. Wird hingegen eine Schraubenvorspannung (in 3-Richtung) aufgebracht ergibt sich für σ_{33} ein negativer Zahlenwert, welcher durch

die Kopplung über der Querkontraktionszahl ν_{13} die Dehnung in Hauptbelastungsrichtung und damit die Druckbeanspruchung senkt.

Um abzuschätzen wie hoch die Einebnung der Oberflächen bei den Versuchen aus Kapitel 4.3.3 ausfällt, wird die Nachgiebigkeit der eingesetzten Schraube nach [51] berechnet (vergleiche mit Anhang B). Da für die metallische Schraube ein linear-elastisches Materialverhalten angenommen wird, kann mittels Multiplikation der Schraubennachgiebigkeit und einer beliebigen Vorspannkraft eine Längenänderung der Schraube zugeordnet werden. Legt man nun die Annahme zugrunde, dass die Vorspannkraftverlustreduktion durch das Einebnen der Oberflächenwelligkeit infolge der Wiedermontage zurückzuführen ist (vergleiche Kapitel 4.3.3), kann mithilfe der Kraftdifferenz, die sich durch die Vorspannkraftverlustreduktion einstellt, eine Längenänderung der Schraube berechnet werden; diese Längenänderung wird in Tabelle 4.8 mit den ermittelten Oberflächenwelligkeiten der eingesetzten CFK-Proben vergleichend aufgelistet.

Tabelle 4.8: Berechnung der Schraubenlängenänderung basierend auf der Vorspannkraftverlustreduktion durch Wiedermontage (für CF-EP-VARI wurde aufgrund der unterschiedlichen Welligkeit von Ober- und Unterseite nach der Berechnung der Mittelwert gebildet)

Werkstoff	Temperatur	Vorspannkraftverlustreduktion	Längenänderung der Schraube in μm	Längenänderung der Schraube / Oberflächenwelligkeit
CF-EP-VARI	RT	2,4 %	0,79	81 %
CF-EP	RT	1,1 %	0,37	63 %
CF-PA6	RT	5,1 %	1,67	95 %
CF-PA66	RT	5,5 %	1,79	99 %
CF-EP-VARI	70° C	9,6 %	3,12	323 %
CF-EP	70° C	5,6 %	1,83	310 %
CF-PA6	70° C	8,1 %	2,66	151 %
CF-PA66	70° C	7,6 %	2,48	137 %

Das Verhältnis aus Längenänderung der Schraube zur Oberflächenwelligkeit, wie in Tabelle 4.8 aufgelistet, zeigt im Wesentlichen die Ergebnisse aus Abbildung 4.24 in einer anderen Skalierung. Werden die Längenänderung der Schraube zur Oberflä-

chenwelligkeit ins Verhältnis gesetzt, kann das Vorspannkraftverlustverhalten mit dem Setzen (Einebnen der Oberflächen) verglichen werden. Die Längenänderung, die bei RT für die FKV-Proben mit thermoplastischer Matrix gemessen wird, stimmt fast exakt mit den Werten für die Oberflächenwelligkeit überein, wohingegen die Proben mit duroplastischer Matrix eine deutlich geringere Längenänderung der Schraube im Vergleich zur Oberflächenrauigkeit aufweisen.

Bei 70° C Prüftemperatur zeigt sich hingegen ein anderes Bild, da bei duroplastischer Matrix höhere Werte als bei thermoplastischer Matrix auftreten. Dies lässt sich womöglich damit erklären, dass die Prüftemperatur von 70° C über der Glasübergangstemperatur der thermoplastischen Proben (vergleiche Tabelle 4.5) liegt und daher bereits beim Verschrauben eine Einebnung der Oberflächenwelligkeit stattfindet. Bei allen Werkstoffsystemen liegt bei 70° C Prüftemperatur die Längenänderung der Schraube über der Oberflächenwelligkeit. Das heißt, dass vermutlich bei höheren Temperaturen nicht nur von einem Setzen auszugehen ist, sondern in den Kunststoffmatrices Relaxationsvorgänge ablaufen; dies basiert auf der Annahme, dass die metallischen Fügeelemente, bei den vergleichsweise geringen Einsatztemperaturen von RT und 70° C, ein unverändertes Kriech- oder Setzverhalten aufweisen.

5. Reibwerteinfluss auf Vorbau-Gabelschaft-Klemmungen

In diesem Kapitel wird eine marktübliche Gabelschaft-Vorbau-Klemmung experimentell und numerisch auf die Belastungen durch die Montage sowie im Betrieb untersucht. Zunächst werden die eingesetzten Materialien beschrieben, um danach die angewandten Messmethoden zu dokumentieren. Mit der anschließenden FE-Analyse wird aufgezeigt, wie der Einfluss der Montagespannungen und der Betriebslasten auf die Werkstoffanstrengung zu bewerten ist. Darauf aufbauend wird mittels einer Parametervariation aufgezeigt, welches Potential eine Reibwertmodifikation auf die Werkstoffanstrengung bei dieser Verbindung besitzt. Anhand der prototypischen Umsetzung von Reibwertmodifikationen wird dann, auf Basis quasi-statischer und zyklischer Versuche, der theoretisch ermittelte Einfluss einer Reibwertmodifikation auf die Werkstoffanstrengung belegt.

5.1. Eingesetzte Komponenten

5.1.1. Aluminium-Vorbau

Für die Untersuchungen an der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung werden ausschließlich Vorbauten des Typs „WCS 4-Axis“ von Ritchey Design Inc. verwendet, die eine Vorbaulänge von 120 mm und einen Winkel von 6° ausweisen. Dieser Vorbau wird aus der Aluminiumlegierung EN AW-2014 T6 hergestellt und die Oberfläche ist schwarz eloxiert.

5.1.2. CFK-Gabelschaft

Im Rahmen dieser Arbeit werden zur Untersuchung der Klemmung von Vorbau und Gabel Abschnittstücke verwendet, die in der Produktion anfallen, da die Gabeln in Einheitsgröße gefertigt werden und an die unterschiedliche Rahmengrößen durch Kürzen des Gabelschafts angepasst werden müssen. Die verwendeten Gabelschaftstücke stammen von Rennradgabeln des Hersteller Canyon Bicycles GmbH. Die Fertigung der Rennradgabel findet im Schlauchblasverfahren statt und es werden Halbzeuge aus HT-Fasern eingesetzt. Um den Laminataufbau zu ermitteln, werden die Faserorientierungen mittels Veraschen der Matrix und die Schichtdicken mittels Schliiffbild und Lichtmikroskopie analysiert. Der damit ermittelte Laminataufbau ist in

Tabelle 5.1 aufgezeigt. Die erste Laminatschicht ist dabei die innerste Lage und in diesem Fall ein Gewebe-Prepreg. Die restlichen Lagen sind aus unidirektionalen Prepregs hergestellt.

Tabelle 5.1: Laminataufbau des verwendeten Gabelschafts; 0° entspricht der Gabelschaftachse

Laminatschicht	Faserorientierung	Schichtdicke in mm
1	Gewebe (0°/90°)	0,2
2	-45°	0,12
3	+45°	0,12
4	0	0,24
5	90	0,12
6	90	0,12
7	0	0,24
8	-45	0,14
9	+45	0,14
10	0	0,26
11	0	0,26
12	-45	0,12
13	+45	0,12
Gesamt		2,2

5.1.3. Eigenentwickelte Carbon-Montagepasten

Um den Einfluss des Reibwerts auf Fahrradklemmungen zu untersuchen, werden Montagepasten hergestellt, die Partikel zur Reibwerterhöhung beinhalten. Es werden zwei Carbon-Montagepasten (CMP) mit verschiedenen Partikelgrößen gemischt. Die verwendeten Partikel sind aus Korund und haben laut Herstellerangabe folgende Siebungen:

- eine feine Körnung von 0,04 mm bis 0,09 mm und
- eine grobe Körnung von 0,09 mm bis 0,2 mm.

REM-Aufnahmen von den Partikeln sind in Abbildung 5.1 für die feine Körnung und in Abbildung 5.2 für die grobe Körnung dargestellt und zeigen deutlich, dass diese eine scharfkantige Geometrie aufweisen.

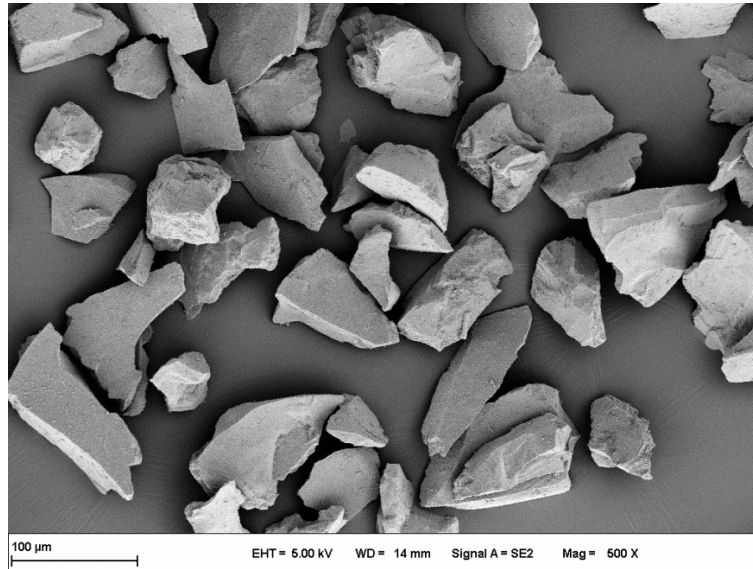


Abbildung 5.1: REM-Aufnahme von Korund mit einer Siebung von 0,04 mm bis 0,09 mm

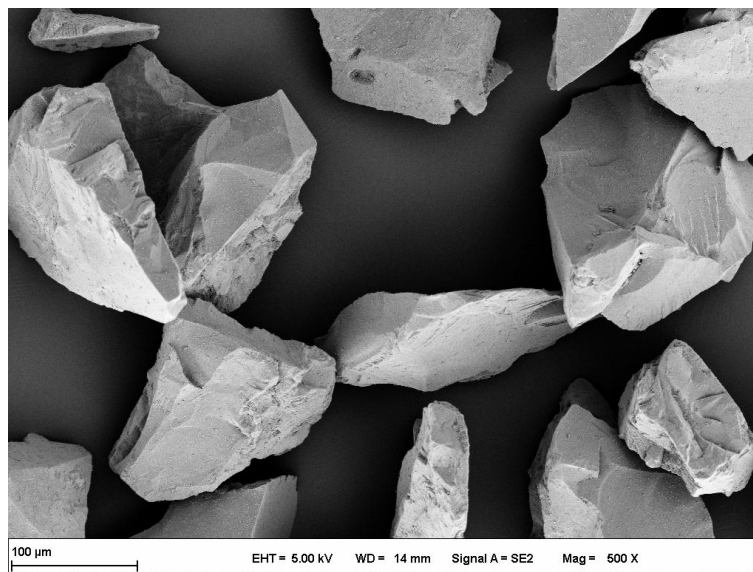


Abbildung 5.2: REM-Aufnahme von Korund mit einer Siebung von 0,09 mm bis 0,2 mm

Für beide Montagepasten werden jeweils 120 g von den feinen und groben Partikeln mit 350 g der Silikon-Paste „Elbesil BL“, hergestellt durch die L. Böwing GmbH, gemischt. Die Dispersion wurde 10 Minuten mit einem Flügelrührer unter Vakuum bei 1000 Umdrehungen pro Minute gemischt. Dabei wird die Dispersion in einem 95° C heißen Wasserbad erhitzt.

5.1.4. Kommerzielle Carbon-Montagepasten

Neben den selbst hergestellten CMPs wird in dieser Arbeit eine kommerzielle CMP zum Vergleich herangezogen. Dabei handelt es sich um das Produkt mit dem Handelsnamen „Dynamic“, das durch den Radsportgroßhandel van Bokhoven vertrieben wird.

5.2. Experimentelle Methoden

5.2.1. Haftreibwertbestimmung

Die Versuchsdurchführung und Haftreibwertbestimmung erfolgt analog zu der in Kapitel 4.2.1 beschriebenen Vorgehensweise. Lediglich die metallischen Probekörper sind hier aus Aluminium EN AW-5083 statt aus S 235 JR, da die Werkstoffpaarung Aluminium mit CFK aufgrund der eingesetzten Komponenten untersucht werden soll. Die vorliegende Legierung entspricht nicht der des eingesetzten Vorbaus, die Haftreibwertbestimmung dient jedoch zur Selektion erfolgsversprechender Konzepte. Ob die erfolgsversprechenden Konzepte sich auch auf die Vorbau-Gabelschaft-Klemmung positiv auswirken, wird mit dem Bauteilversuch der im folgenden Kapitel beschrieben wird, überprüft.

5.2.2. Bestimmung des übertragbaren Drehmoments

Um zusätzlich zur Haftreibwertbestimmung die Reibwertmodifikation anwendungsnah zu prüfen, wird ein Verdrehversuch nach DIN EN 14781 [47] an der untersuchten Vorbau-Gabelschaft-Klemmung durchgeführt. Bei dem Prüfaufbau wird ein CFK-Gabelschaft in zwei Vorbauten gespannt und das freie Ende in einer Halterung gelagert, die die Lagerung des Steuerlagers nachbildet. Einer der beiden Gabelschäfte wird zusätzlich in einer Halterung fest fixiert, damit keine weitere Bewegung des Gabelschafte möglich ist. An dem anderen Gabelschaft, der nur an einem Ende mit dem CFK-Gabelschaft verklemmt ist, wird auf dem freien Ende eine Verdrehkraft F_T aufgebracht. Die maximale Verdrehkraft F_{Tmax} wird dabei mittels einer Kraftmessdose ermittelt. Für jede Reibwertmodifikation die geprüft wird, werden drei Wiederholungen an je drei Prüflingen durchgeführt. Das bedeutet, dass für jede Konfiguration neun Messwerte bestimmt und zur weiteren Verwendung gemittelt werden. Anhand

des Hebelarms von 120 mm des Vorbaus, kann durch die Multiplikation des Hebelarms h mit der maximalen Verdrehkraft F_{Tmax} das übertragbare Drehmoment M_{trans} berechnet werden.

$$M_{trans} = F_T * h \quad (5.1)$$

5.2.3. Quasi-statische und zyklische Prüfung von CFK-Gabelschäften

Um auf die Vorbau-Gabelschaft-Einheit betriebsähnliche Lasten aufzubringen, wird ein Versuchsaufbau entwickelt und aufgebaut, der an den zyklischen Versuch zur Belastung von Lenkern aus DIN EN 14781 [47] angelehnt ist. Bei dem Versuchsaufbau wird, statt einer Belastung an beiden Lenkerenden, mit einem Hydraulikzylinder die Kraft mittig am Vorbau aufgebracht, um den Versuchsaufbau zu vereinfachen. Dabei werden die Hebelarme so gewählt, dass sie den in dieser Arbeit betrachteten Bauteilen entsprechen.

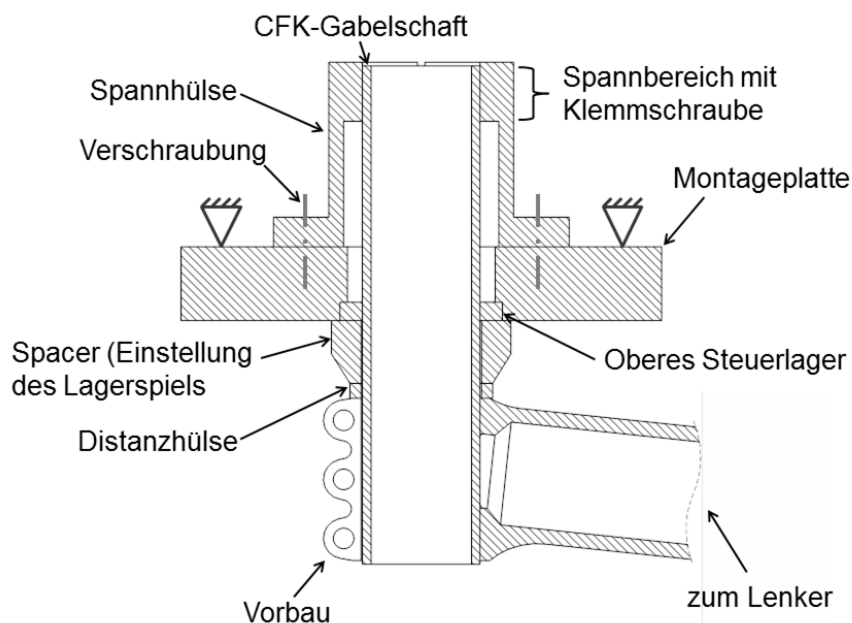


Abbildung 5.3: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Belastung von CFK-Gabelschäften

Der Versuchsaufbau ist mit einem Servo-Hydraulikzylinder verbunden, der im Versuch eine vorgegebene, sinusförmige Kraft mit einer Frequenz von 0,5 Hz auf die Vorbau-Gabelschaft-Klemmung aufbringt. Während des Versuchs zeichnet die Datenerfassung den Weg des Servo-Hydraulikzylinders und die Kraft, die unter Verwendung einer Kraftmessdose vom Typ „PM 10 Rn“ von Schenck gemessen wird,

mit einer Messfrequenz von 100 Hz auf. Der Versuch wird entweder nach Erreichen einer Zyklenzahl von 1.000.000 oder einer signifikanten Steigerung des Wegs durch eine Weggrenze des Servo-Hydraulikzylinders beendet.

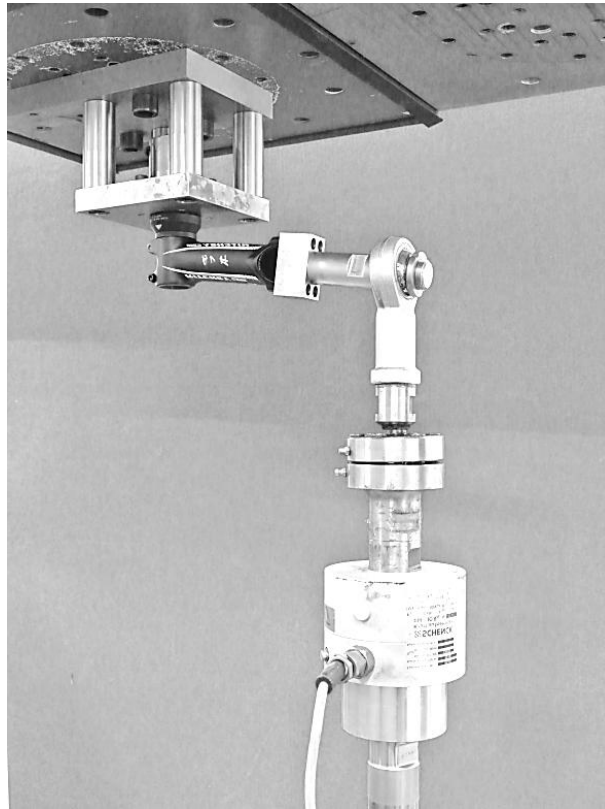


Abbildung 5.4: Versuchsaufbau zur Belastung von CFK-Gabelschäften

Die Versuchsergebnisse werden dann mit MATLAB R2013b dahingehend ausgewertet, dass sie die dynamische Steifigkeit für jeden Zyklus anhand der Spitzenwerte berechnet und dann ins Verhältnis zur Anfangssteifigkeit setzt. Die daraus resultierende Steifigkeitsdegradation wird dann dazu verwendet, ein Versagen der Probe zu definieren. Der Zusammenhang zwischen Steifigkeitsdegradation und Schädigungszustand von FKV-Werkstoffen wurde in Kapitel 2.3 näher erläutert. Bei diesem Bauteilversuch wird eine Steifigkeitsdegradation von 10% als sinnvolles Maß für den Versagenseintritt erachtet und daher als Grenze festgelegt.

5.2.4. Bestimmung der Oberflächendehnung an CFK-Gabelschäften

Um die Verformungen, die in der vorliegenden Vorbau-Gabelschaft-Klemmung durch das Montieren auftreten, experimentell zu analysieren, werden Versuche durchgeführt, bei denen mittels optischem Messverfahren die Oberflächendehnung bestimmt

wird. Dazu werden die Vorbauten auf Gabelschaften montiert und die Spannschrauben schrittweise bis zum vom Hersteller vorgegebenen Anzugsdrehmoment angezogen. Zur Messung der Dehnungen im Gabelschaft kommt das optische 3D-Messsystem „ARAMIS 4M“ zum Einsatz. Das System besteht aus einer optischen Messeinheit, die mittels zweier Kameras Bilder des Testkörpers aufnimmt, und der ARAMIS-Software, die die Bilder auswertet. Zur Messung der Dehnungen benötigt das ARAMIS-System auf der Oberfläche des Prüflings ein stochastisches Muster; anhand dessen können lokale Verschiebungen und damit lokale Dehnungen ermittelt bzw. berechnet werden. Der gesamte Messaufbau ist in Abbildung 5.5 dargestellt. Der Gabelschaft wird mit einer Spannvorrichtung am unteren Ende fixiert, um eine Bewegung des Prüflings während des Anziehens der Spannschrauben zu verhindern. Mit diesem Versuch wird der Spannungszustand des Gabelschafts durch das Montieren abgebildet.

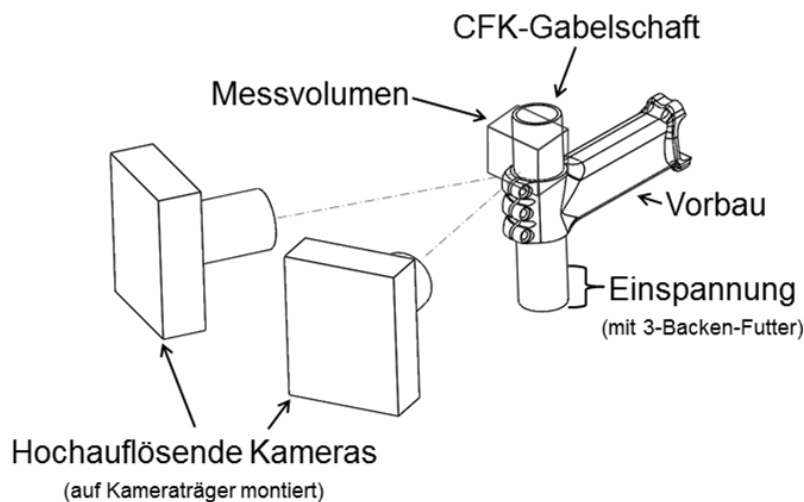


Abbildung 5.5: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur optischen Dehnungsmessung

Anhand der lokalen Dehnungen werden Dehnungsverläufe entlang eines Pfads in Umfangrichtung exportiert, um diese im späteren Verlauf der Arbeit mit Ergebnissen der FE-Analyse zu vergleichen.

5.3. Identifikation von Optimierungsansätzen mittels FE-Analyse

Da mittels der optischen Dehnungsmessung nur eine Aussage über den Spannungszustand an der Oberfläche getroffen wird, aber es Ziel dieser Arbeit ist, die Werk-

stoffanstrengung in der ganzen Komponente zu bewerten, wird ein FE-Modell aufgebaut und mittels der experimentell ermittelten Oberflächendehnungen abgeglichen. Die FE-Modellierung findet dabei mit der Skriptsprache ANSYS APDL statt; der eingesetzte FE-Solver ist ANSYS 13.0. Nach der erfolgreichen Validierung wird eine Variation des Reibwerts durchgeführt und dabei die Werkstoffanstrengungen nach Puck berechnet und abschließend zur Bewertung des Einflusses des Reibwerts herangezogen.

5.3.1. Erstellung des FE-Netzes

Im ersten Schritt der FE-Modellerstellung wird anhand von physischen Bauteilen ein CAD-Modell des Aluminium-Vorbau erstellt, da aufgrund der geometrischen Komplexität eine Modellierung und Vernetzung in ANSYS APDL zu aufwendig ist. Die Vernetzung des CAD-Modells mittels ANSA mit anschließendem Import in ANSYS stellt sich in diesem Fall als anwendungsfreundlicher dar.

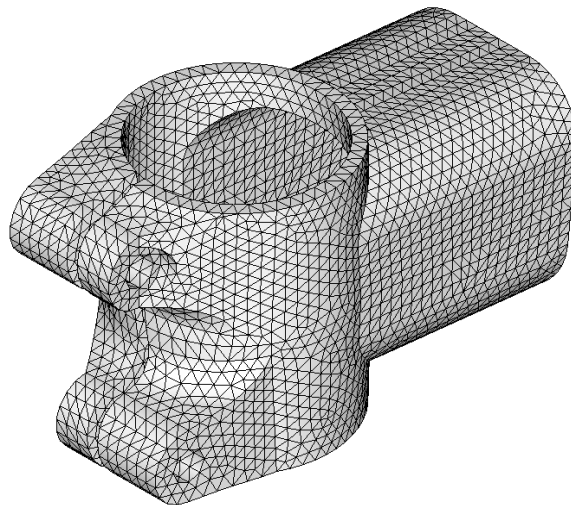


Abbildung 5.6: FE-Netz des verwendeten Vorbau

Die Modellierung und Vernetzung des CFK-Gabelschafts erfolgt aufgrund der einfachen Geometrie in ANSYS APDL selbst. Der benutzte Elementtyp ist sowohl für den CFK-Gabelschaft als auch den Aluminium-Vorbau das „SOLID186“. Bei den Elementen des CFK-Gabelschafts wird mittels der Option „Layered Solid Element“ ein schichtenweiser Aufbau modelliert.

5.3.2. Modellierung des Lagenaufbaus

Um den in Kapitel 5.1.2 beschriebenen Laminataufbau in der FE abzubilden, kann der Laminataufbau weitestgehend übernommen werden. Die einzige Änderung, die vorgenommen wird, ist dass die Gewebeschicht als zwei UD-Lagen abgebildet wird, was nach [3] für dünne Gewebeschichten zulässig ist. Der daraus resultierende Laminataufbau im FE-Modell ist in Tabelle 5.4 aufgeführt, wobei die erste Lage der innersten Lage entspricht.

Tabelle 5.2: Modellierung des Lagenaufbaus

Laminatschicht	Faserorientierung	Schichtdicke in mm
1	90° (Gewebe)	0,1
2	0° (Gewebe)	0,1
3	-45°	0,12
4	+45°	0,12
5	0	0,24
6	90	0,12
7	90	0,12
8	0	0,24
9	-45	0,14
10	+45	0,14
11	0	0,26
12	0	0,26
13	-45	0,12
13	+45	0,12
Gesamt		2,2

5.3.3. Werkstoffmodellierung

Bei der Berechnung des Aluminium-Vorbauts wird ein isotropes linear-elastisches Materialverhalten angenommen, da keine richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften bei diesem Werkstoff bestehen und es wird die Annahme getroffen, dass das Aluminium nur bis zur Streckgrenze belastet wird. Die Materialkennwerte, die für die Berechnung des Aluminium-Vorbauts genutzt werden, sind in Tabelle 5.3 aufgeführt.

Tabelle 5.3: Materialkennwerte für den Aluminium-Vorbau

Materialkennwert	EN AW-2014 T6
E-Modul	72.400 MPa
Querkontraktionszahl	0,33

Bei der Modellierung von FKV muss in der Regel eine anisotrope Betrachtung des Werkstoffverhaltens zu Grunde gelegt werden, da durch die Faserorientierung unterschiedliches Materialverhalten je nach Belastungsrichtung vorliegt. Da sowohl bei Gewebe- als auch unidirektionalen Halbzeugen drei orthogonal zueinander stehende Symmetrieebenen vorhanden sind, kann hier die Orthotropie – ein Spezialfall der Anisotropie – zur Beschreibung genutzt werden. Nach [3] hat die Orthotropie folgende Eigenschaften:

- das Elastizitätsgesetz wird durch neun unabhängige Konstanten beschrieben: $E_1, E_2, E_3, n_{12}, n_{13}, n_{23}, G_{12}, G_{23}, G_{13}$,
- es gibt drei Vorzugsrichtungen, die normal zu den Symmetrieebenen liegen,
- Normalspannungen und Schiebungen sowie Schubspannungen und Dehnungen sind infolge der Symmetrie vollständig entkoppelt,
- lediglich die Kopplung der Quer- mit den Längsdehnungen ist vorhanden, die durch die Querkontraktionszahlen abgebildet wird.

Die Materialkennwerte für die Abbildung der UD-Schichten des CFK-Gabelschafts sind in Tabelle 5.4 aufgelistet.

Tabelle 5.4: Materialkennwerte für die UD-Schichten des CFK-Gabelschafts

Materialkennwert	CFK-UD	ANSYS-Bezeichnung
E-Modul in 1-Richtung	136.000 MPa	EX
E-Modul in 2-Richtung	9.000 MPa	EY
E-Modul in 3-Richtung	9.000 MPa	EZ
Querkontraktionszahl n_{12}	0,33	PRXY
Querkontraktionszahl n_{13}	0,33	PRXZ
Querkontraktionszahl n_{23}	0,33	PRYZ
G-Modul in der 1-2-Ebene	3.000 MPa	GXY
G-Modul in der 1-3-Ebene	3.000 MPa	GXZ
G-Modul in der 2-3-Ebene	3.000 MPa	GYZ

5.3.4. Kontaktbedingungen

Um die Verbindung zwischen Gabelschaft und Vorbau, die durch Reibschluss entsteht, im FE-Modell abzubilden, werden Kontaktelemente modelliert. Dazu können auf der Kontaktfläche, von den bereits bestehenden Solid-Elementen, automatisiert Schalenelemente erstellt werden, die die Kontakteigenschaften abbilden. Diese sogenannten Kontaktelemente werden jeweils als Paare von Kontakt- und Zielelementen definiert. Dabei können Kontaktelemente die Zielfläche nicht durchdringen, wohingegen das Durchdringen der Kontaktfläche durch die Zielelemente zulässig ist.

Ferner gibt es die Unterscheidung zwischen symmetrischen und asymmetrischen Kontakten. Bei Asymmetrie wird nur ein Paar von Kontakt- und Zielelementen definiert, wohingegen bei einer Symmetrie zwei Paare von Kontakt- und Zielelementen je an den Kontaktflächen definiert werden. Nach [82] ist die rechenintensive asymmetrische Kontaktmodellierung zu bevorzugen,

- wenn die Unterscheidung zwischen Kontakt- und Zielfläche nicht klar ist oder
- wenn beide Oberflächen eine sehr grobe Vernetzung aufweisen.

Über die Zuordnung der Kontakt- und Zielelementen werden in [83] folgende Empfehlungen aufgezeigt:

- wenn der Kontaktbereich auf einer Oberfläche eben/konkav ist und auf der anderen Oberfläche scharfkantig/konvex ist, sollte die ebene/konkave Oberfläche die Zielfläche sein,
- sind beide Kontaktbereiche konvex (keine scharfen Kanten), sollte die Zielfläche die ebenere der beiden sein,
- ist ein Kontaktbereich scharfkantig und der andere nicht, sollte die scharfkantige Oberfläche die Kontaktfläche sein,
- wenn beide Kontaktbereiche scharfkantig oder wellig (alternierend konkav/konvex) sind, ist die Zuordnung beliebig.

Im vorliegenden Fall ist die Oberfläche des Gabelschafts konvex, während die des Vorbaus konkav ist. Aus diesem Grund wird die Kontaktfläche des Gabelschafts mit Element des Typs „CONTA174“ vernetzt, wohingegen die Zielfläche des Vorbaus mit Element des Typs „TARGE170“ vernetzt wird.

5.3.5. Validierung durch Analyse der Montagespannungen

Um das FE-Modell validieren zu können, wird der Vorbau im FE-Modell mittig auf dem modellierten Gabelschaft positioniert, damit das FE-Modell dem Aufbau aus den Experimenten zur Bestimmung der Oberflächendehnung entspricht (vergleiche Kapitel 5.2.4). Der Gabelschaft wird am unteren Ende fest eingespannt.

Um die Klemmkraft, die durch die Spannschrauben aufgebracht wird, im FE-Modell abzubilden, wird anhand der VDI-Richtlinie 2230 [69] die Vorspannkraft berechnet (vergleiche Anhang C) und durch sogenannte „Rigid Spiders“, die mittels des ANSYS-Befehls „RBE3“ erstellt werden, auf die Bohrungsränder aufgebracht. Dabei werden FE-Berechnungen mit folgenden zwei Schraubenvorspannkraften durchgeführt:

- Vorspannkraft nach VDI-Richtlinie 2230 mit Anziehungsfaktor von 1,6: 4.769 N,
- Vorspannkraft nach VDI-Richtlinie 2230 ohne Anziehungsfaktor: 2.980 N.

Der Anziehungsfaktor berücksichtigt nach VDI-Richtlinie 2230 [69] die Streuung der Montagevorspannkraft, die durch das Abschätzen und der Streuungen der Reibungszahlen, unterschiedliche Anziehverfahren sowie Geräte-, Bedienungs- und Ablesefehler entstehen. Der Anziehungsfaktor α_A ist also als Montage-Unsicherheitswert zu verstehen, der die Streuung der Montagevorspannkraft zwischen $F_{M \min}$ und $F_{M \max}$ berücksichtigt:

$$\alpha_A = F_{M \max} / F_{M \min} \quad (5.2)$$

Als Richtwert wird in der VDI-Richtlinie 2230 [69] für das hier benutzte Anziehen mittels Drehmomentschlüssel ein Wert von α_A von circa 1,6 genannt.

Das FE-Modell ist in Abbildung 5.7 dargestellt und modelliert den Versuch, der in Kapitel 5.2.4 beschrieben ist. Das FE-Modell bildet demnach die Vorbau-Gabelschaft-Klemmung nach dem Anziehen der Spannschrauben ab. Das Ergebnis dieses Montagelastfalles kann mit den experimentellen Ergebnissen der optischen Messung zur Validierung verglichen werden. Dazu werden in dem FE-Modell entlang eines Pfades oberhalb des Vorbaus die Umfangsdehnungen an den Knoten auf der Außenwandung ausgelesen. Der Nullpunkt des Pfades liegt mittig über dem Klemmschlitz und läuft in Umfangsrichtung, was in Abbildung 5.8 verdeutlicht wird.

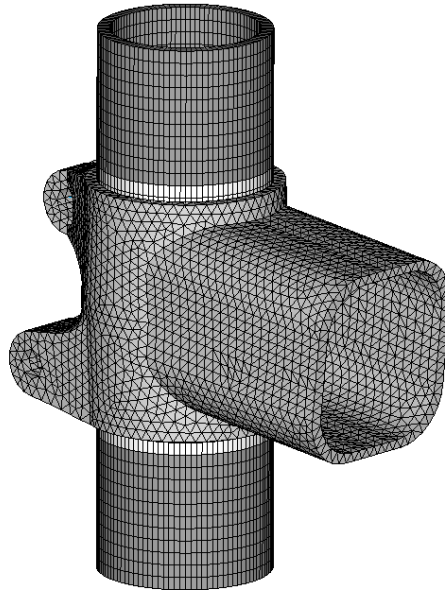


Abbildung 5.7: FE-Modell zur Validierung anhand der Dehnungsmessung (dunkelgrau: CFK-Gabelschaft; hellgrau: Vorbau; weiß: Kontaktelemente)

Die Daten aus den experimentellen Untersuchungen, wie sie in Kapitel 5.2.4 beschrieben wurden, werden ebenfalls dahingehend ausgewertet, dass Umfangsspannungen entlang des definierten Pfades ausgegeben werden.

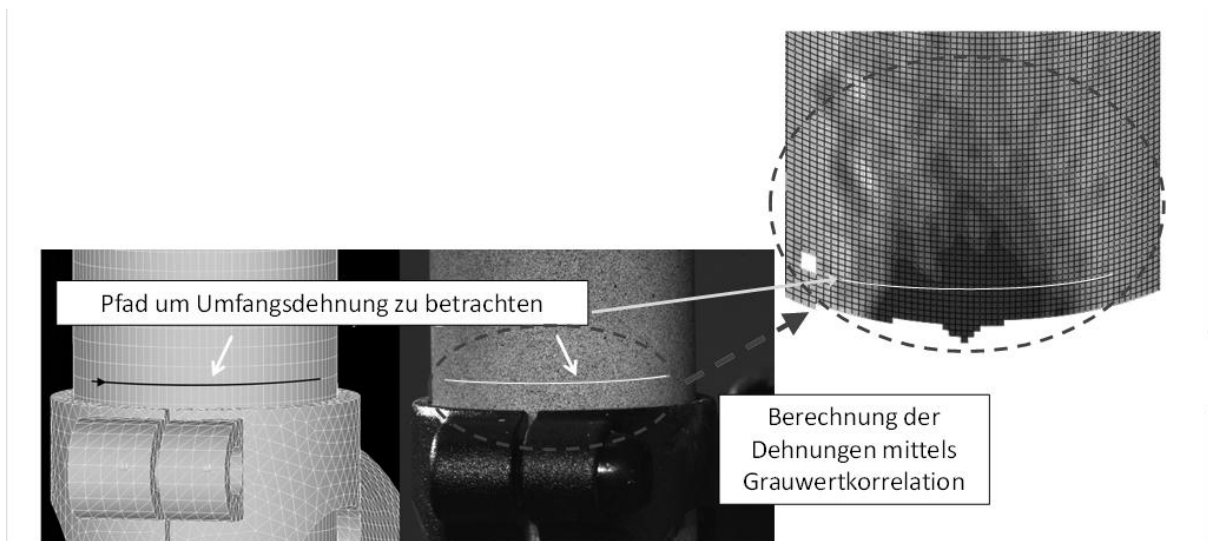


Abbildung 5.8: Auswertung der optischen Verschiebungsmessung (links FE-Modell, mittig Kamerabild und rechts Darstellung der berechneten Umfangsdehnung)

Zum Validieren werden die experimentell ermittelten Umfangsdehnungen als Einzelverläufe sowie als Mittelwertskurve zusammen mit den Ergebnissen aus FE-Rechnungen – mit und ohne Berücksichtigung des Anziehungsfaktors – in Abbildung 5.9 vergleichend dargestellt.

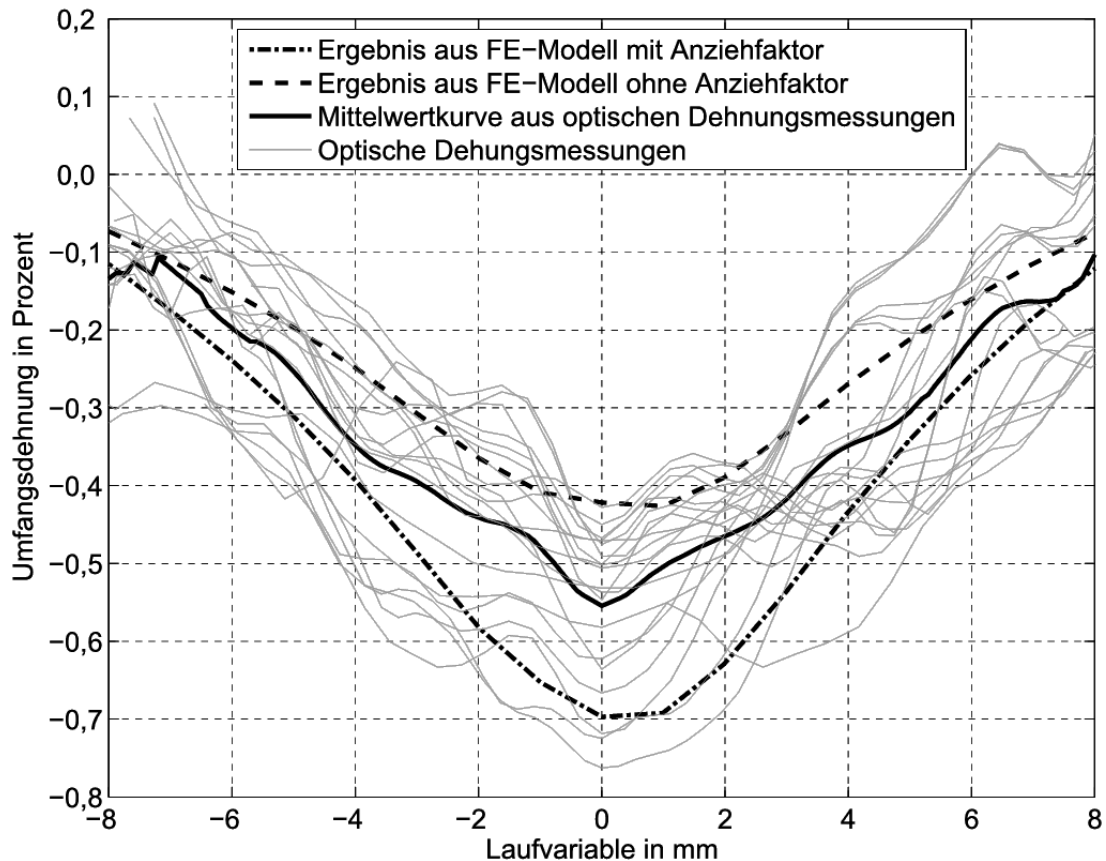


Abbildung 5.9: Vergleich der FE-Berechnungen mit ARAMIS-Messungen

Die Abbildung zeigt, dass bei den optisch ermittelten Umfangsdehnungen eine Messungenauigkeit, die sich durch eine Welligkeit im Kurvenverlauf zeigt, vorliegt. Um die Welligkeit in der Darstellung zu reduzieren, wird eine Mittelwertkurve aus den Versuchsdaten erstellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass die höchste Umfangsstauung direkt am Klemmschlitz lokalisiert ist und dass diese stark ausgeprägt ist. Der Vergleich der experimentellen Daten mit den FE-Berechnungen macht deutlich, dass die FE-Rechnung mit Berücksichtigung des Anziehungsfaktors bei der Schraubenvorspannkraft die maximal auftretenden Werte abbilden kann, wohingegen die FE-Rechnung ohne Berücksichtigung des Anziehungsfaktors bei der Schraubenvorspannkraft die minimalen Werte abbilden kann. Das FE-Modell zeigt damit eine gute Übereinstimmung im Kurvenverlauf mit den experimentell ermittelten Daten und darüber hinaus wird deutlich, dass die Berücksichtigung des Anziehungsfaktors für das hier gewählte Schraubanzugsverfahren mittels Drehmomentschlüssel richtig gewählt ist und dass die maximal auftretende Umfangsstauung durch die FE-Rechnung mit Berücksichtigung des Anziehungsfaktors abgebildet werden kann. Für weiterführende FE-

Berechnungen bedeutet dies, dass die Berücksichtigung des Anziehverfahrens durch den Anziehungsfaktor von 1,6 beibehalten wird.

5.3.6. Werkstoffanstrengung von CFK-Gabelschäften bei Betriebslasten

Da die Betrachtung der Montagespannungen alleine nicht repräsentativ ist, wird das FE-Modell um einen zweiten Lastschritt erweitert, bei dem Betriebslasten angelehnt an DIN EN 14781 [47] aufgebracht werden. Dort wird definiert, dass bei der Gabelprüfung die Gabel in einer Vorrichtung mit den Steuerlagern eingespannt und Vorbau und Lenker montiert werden. Dann werden als Betriebslasten an beiden Lenkerenden Kräfte in einer zyklischen Prüfung aufgebracht, die sich in zwei Blöcke einteilen lassen:

- wechselphasige Belastung: an beiden Lenkerenden werden zyklische Belastungen im Zug-Druck-Wechselbereich aufgebracht, wobei die Phasen an den Lenkerenden um 180° verschoben sind; das bedeutet z.B., dass an einem Lenkerende eine Zugkraft aufgebracht wird, während an dem anderen Lenkerende eine Druckkraft wirkt und sich dadurch eine Torsion des Vorbaus einstellt;
- gleichphasige Belastung: an beiden Lenkerenden werden zyklische Lasten im Zug-Druck-Wechselbereich aufgebracht, wobei diese gleichphasig wirken; das bedeutet, dass die maximale Zug- bzw. Druckkraft immer zur gleichen Zeit an beiden Lenkerenden aufgebracht wird.

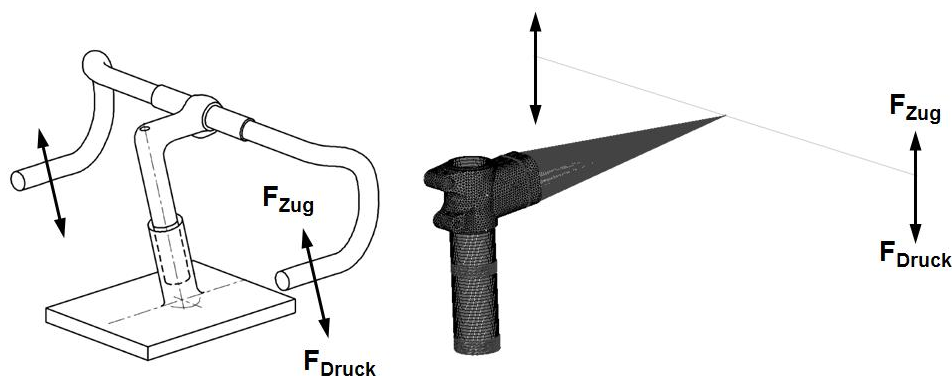


Abbildung 5.10: Lastfall nach [7] (links), Lastfall im FE-Modell (rechts)

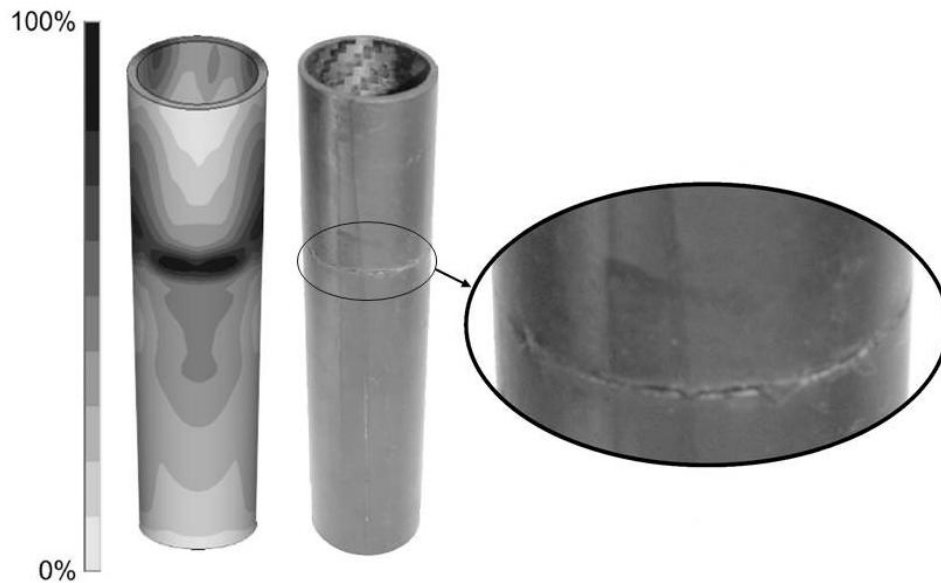


Abbildung 5.11: Faserbruchanstrengung FF_{\min} aus FE-Rechnung (links), Bruchbild aus Versuch (rechts)

Um den Spannungszustand des CFK-Gabelschafts zu bewerten, wird mittels Puck'schem Bruchwirkebenen-Kriterium (vergleiche Kapitel 2.2) folgende Werkstoffanstrengungen berechnet:

- FF_{\max} : Faserbruch durch Zugbelastung,
- FF_{\min} : Faserbruch durch Druckbelastung,
- IFF : Zwischenfaserbruch.

Die Werkstoffanstrengungen werden dann mit Festigkeitskennwerten, basierend auf Literaturdaten, auf die kritischste Werkstoffanstrengung, welche in diesem Fall die Faserbruchanstrengung durch Druckbelastung ist, normiert. Ein Vergleich der Werkstoffanstrengung im statischen Lastfall aus ersten FE-Rechnungen zeigt, dass die kritische Werkstoffanstrengung bei wechselphasiger Belastung lediglich 50 % im Vergleich zur Werkstoffanstrengung bei gleichphasiger Belastung beträgt. Da FKV-Werkstoffe – wie auch metallische Werkstoffe – üblicherweise einen exponentiellen Einfluss der Werkstoffanstrengung auf die Lebensdauer zeigen, kann aufgrund der hier vorliegenden, deutlich geringeren Werkstoffanstrengung davon ausgegangen werden, dass die wechselphasige Belastung nur einen sehr geringen Einfluss auf die Lebensdauer hat. Deshalb wird in dieser Arbeit lediglich die gleichphasige Belastung berücksichtigt. Ergebnisse aus experimentellen Vorversuchen bestätigen darüber hinaus diese Annahme. Außerdem kann durch die ersten Vorversuche bestätigt wer-

den, dass ein Druckversagen der Gabelschäfte stattfindet und dabei der Bereich mit der höchsten Werkstoffanstressungen mit dem Schadensort im Versuch übereinstimmt (vergleiche Abbildung 5.11).

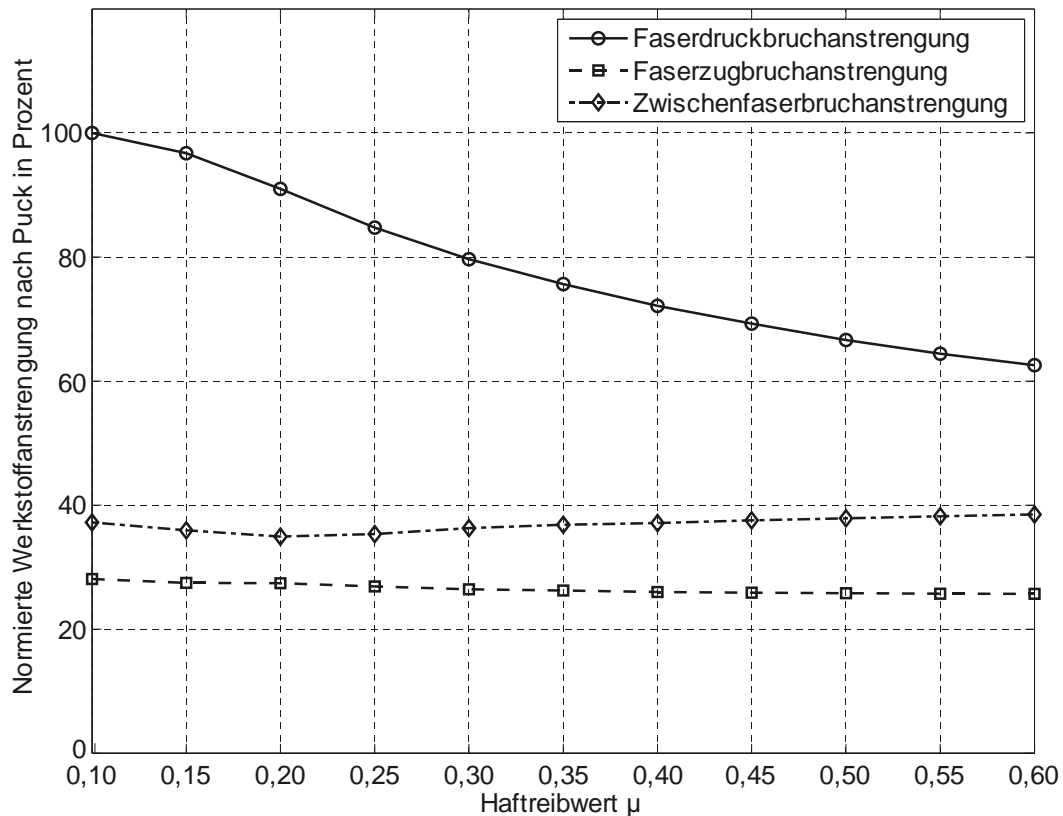


Abbildung 5.12: Einfluss des Haftreibwerts auf die Werkstoffanstressung des CFK-Gabelschafts

Um den Einfluss des Haftreibwerts auf die Werkstoffanstressung des CFK-Gabelschafts im Betriebszustand zu bewerten, wird eine Parametervariation des Haftreibwerts mit dem beschriebenen FE-Modell durchgeführt. Dazu werden verschiedene Berechnungen durchgeführt, bei denen der Haftreibwert zwischen 0,1 und 0,6 in Schritten von 0,05 variiert wird. Die Ergebnisse werden, wie bereits beschrieben, mittels Puck-Kriterium und Normieren auf die kritische Werkstoffanstressung (hier die Faserdruckbruchanstressung bei einem Haftreibwert von 0,1) bewertet und sind in Abbildung 5.12 dargestellt. Das Diagramm zeigt, dass der Einfluss der Haftreibung auf die Faserbruchanstressung durch Druckbelastung stark ausgeprägt ist. Der Einfluss auf die Faserbruchanstressung durch Zugbelastung und die Faserzwischenbruchanstressung ist wenig ausgeprägt bzw. der Wert sogar nahezu konstant.

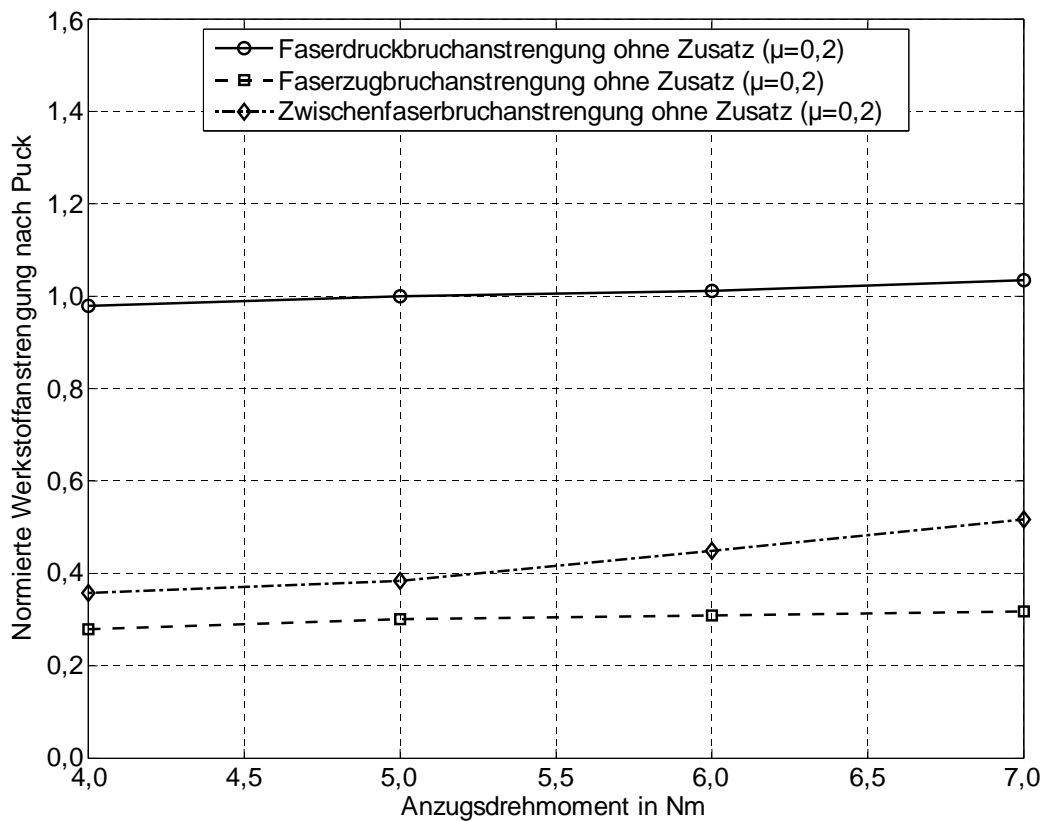


Abbildung 5.13: Einfluss des Anzugsdrehmoments respektive der Vorspannkraft auf die Werkstoffanstrengung des CFK-Gabelschafts

Zusätzlich zur Parametervariation des Haftreibwerts wird das Anzugsdrehmoment der Spannschrauben abweichend von der Herstellervorgabe von 5 Nm variiert. Dabei wird der Haftreibwert auf den Literaturwert 0,2 (vergleiche Kapitel 2.5) festgesetzt. Die Ergebnisse dieser Parametervariation sind in Abbildung 5.13 dargestellt und zeigen, dass das Anzugsdrehmoment kaum einen Einfluss auf die kritische Werkstoffanstrengung Faserbruch durch Druckbelastung hat. Außerdem zeigt sich, dass mit einer Steigerung des Anzugdrehmoments der Spannschrauben über die Herstellervorgabe von 5 Nm ein starker Anstieg der Werkstoffanstrengung Zwischenfaserbruch stattfindet.

Die Ergebnisse aus den FE-Berechnungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Bei der Betrachtung der Gabelschaft-Vorbau-Klemmung im Montagezustand ohne Berücksichtigung der Betriebslasten, ist ein hoher Einfluss des Montierens auf die Werkstoffbeanspruchung zu beobachten (vergleiche Abbildung 5.9), die sich durch eine hohe Umfangsstauchung am Klemmschlitz äußert.

- Unter Berücksichtigung von Betriebslasten, verschiebt sich der höchst beanspruchte Bereich im CFK-Gabelschaft vom Klemmschlitz zur Kante unterhalb des Vorbaus und das Versagen findet durch Faserbruch, infolge von einer Druckbeanspruchung statt, was sowohl durch das Bruchbild in Vorversuchen als auch durch die FE-Berechnung bestätigt wird (vergleiche Abbildung 5.11).
- Der Einfluss des Anzugdrehmoments der Spannschrauben auf die kritische Werkstoffanstrengung – unter Berücksichtigung von Betriebslasten – ist kaum vorhanden und daher zu vernachlässigen (vergleiche Abbildung 5.13).
- Eine Steigerung des Haftreibwerts verringert die kritische Werkstoffanstrengung und bietet daher die Möglichkeit, sowohl das statische als auch das zyklische Versagen positiv zu beeinflussen (vergleiche Abbildung 5.12).

Um diesen mittels FE-Analyse nachgewiesenen Zusammenhang experimentell zu überprüfen, werden im weiteren Verlauf der Arbeit verschiedene Konzepte zur Steigerung des Reibwerts prototypisch umgesetzt und anhand des Haftreibwerts verglichen.

5.4. Experimentelle Ergebnisse

5.4.1. Haftreibwert zwischen CFK und Aluminium

Eine Haftreibwertbestimmung zwischen CFK und Aluminium, wie in Kapitel 5.2.1 beschrieben, wird in folgenden Varianten durchgeführt:

- *Silikonpaste:* geschmiert mit Silikon-Paste „Elbesil BL“,
- *Schmierfett:* geschmiert mit Schmierfett des Typs „KP 2 K-30“,
- *ohne Zusatz:* entfettet und ohne Zusätze,
- *Hartpartikelträgerfolie:* Trägerfolie mit groben Partikeln (Kapitel 4.1.1),
- *feine CMP:* Silikonpaste mit feinen Partikeln (Kapitel 5.1.3),
- *grobe CMP:* Silikonpaste mit groben Partikeln (Kapitel 5.1.3),
- *CMP Dynamic:* CMP des Herstellers Dynamic (Kapitel 5.1.4).

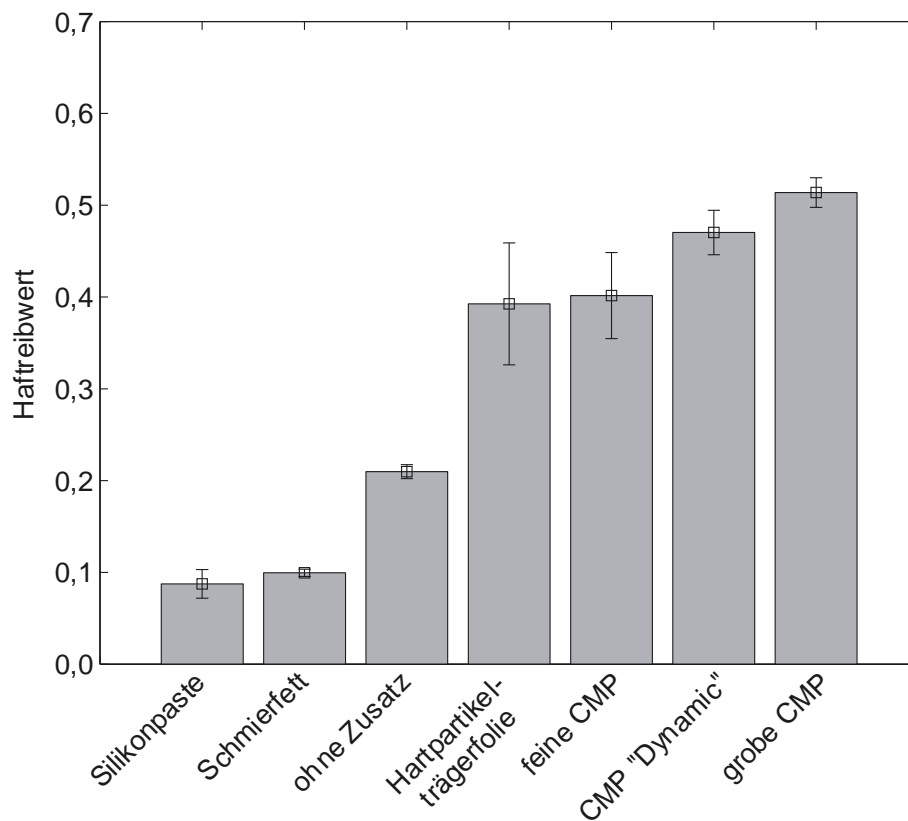


Abbildung 5.14: Haftreibwerte CFK und Aluminium

Die Auswertung der Versuche, wie sie in Kapitel 5.2.1 beschrieben sind, führt zu Haftreibwerten, die Abbildung 5.14 zu entnehmen sind. Die Abbildung zeigt, dass der Haftreibwert bei Verwendung der CMP mit groben Partikeln um einen Faktor von circa 2,2 höher ist als der Haftreibwert ohne Zusatz. Außerdem wird bestätigt, dass der Haftreibwert von 0,2 ohne Zusatz mit den Literaturwerten (vergleiche Kapitel 2.5) übereinstimmt. Beim Vergleich von der CMP mit feinen und groben Partikeln zeigt sich, dass augenscheinlich durch die größeren Partikel auch ein höherer Reibwert erzielt werden kann.

5.4.2. Steigerung des übertragbaren Drehmoments

Um die ermittelten Haftreibwerte zusätzlich bauteilnah zu validieren, wird ein Verdrehtest, wie in Kapitel 5.2.2 beschrieben, ohne Zusatz sowie mit feiner und grober CMP durchgeführt. Zusätzlich zur Variation der Haftreibwerte werden verschiedene Anzugsdrehmomente der Spannschraube eingestellt und das maximal übertragbare Drehmoment bestimmt.

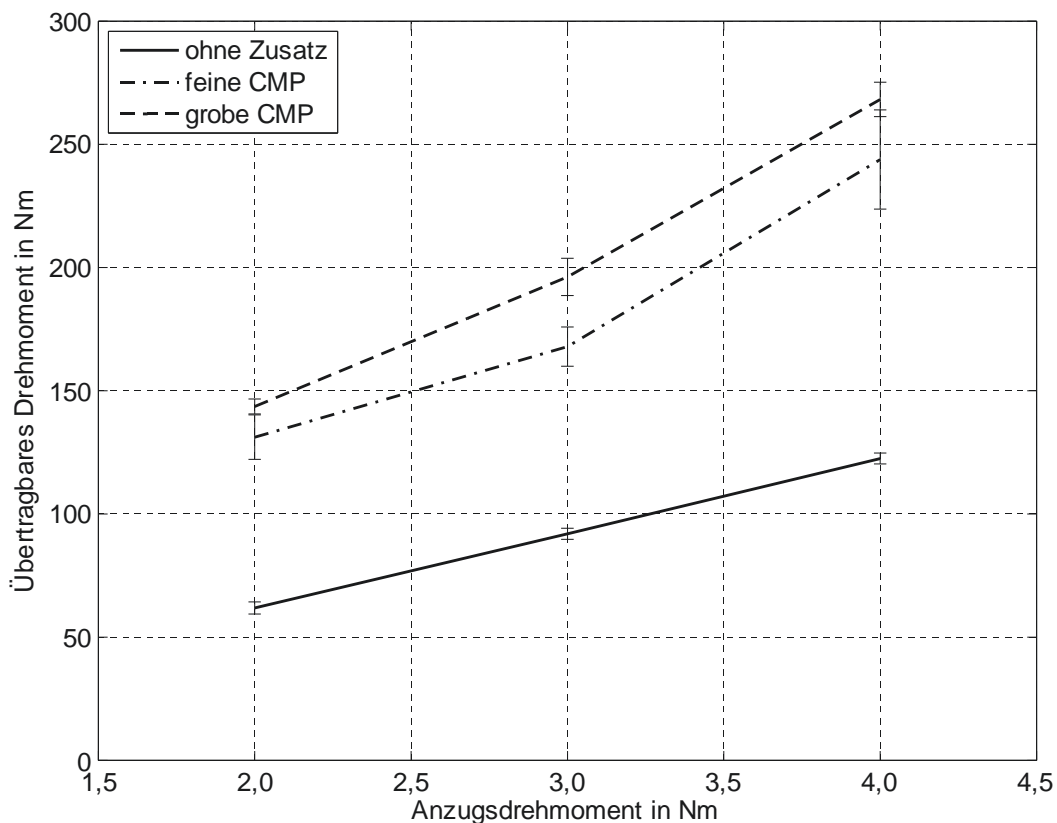


Abbildung 5.15: Messung des übertragbaren Drehmoments

Die Versuchsergebnisse sind in Abbildung 5.15 dargestellt und zeigen, dass das übertragbare Drehmoment annähernd linear mit dem Anzugsdrehmoment der Spanschrauben ansteigt. Außerdem wird deutlich, dass der Anstieg des übertragbaren Drehmoments bei Variation des Haftreibwerts durch CMP mit dem in Kapitel 5.4.1 gemessenen Anstieg des Haftreibwerts übereinstimmt, da z.B. bei CMP mit groben Partikeln ein Anstieg um den Faktor 2,2 beobachtet wird.

5.4.3. Quasi-statische Belastung der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung

Aufbauend auf den Ergebnissen der FE-Berechnungen, die zeigen, dass eine Reibwerterhöhung zu geringeren Werkstoffanstrengungen in CFK-Gabelschaften führt, werden hier quasi-statische Versuchsergebnisse erläutert, die diesen Effekt experimentell nachweisen. Der verwendete Versuchsaufbau wird in Kapitel 5.2.3 beschrieben. Um den Prüfaufwand zu reduzieren, werden nur Versuche unter Verwendung eines Schmierfetts des Typs „KP 2 K-30“ mit dem niedrigsten Reibwert und unter Verwendung der CMP mit groben Partikeln mit dem höchsten Reibwert durchgeführt. Gleichzeitig haben diese beiden Konfigurationen besondere Praxisrelevanz, da von

Endkunden immer wieder Schmierfett in der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung – auch bei CFK-Gabelschäften – eingesetzt wird, wenngleich Sachverständige explizit davon abraten und den Einsatz von CMP empfehlen [84].

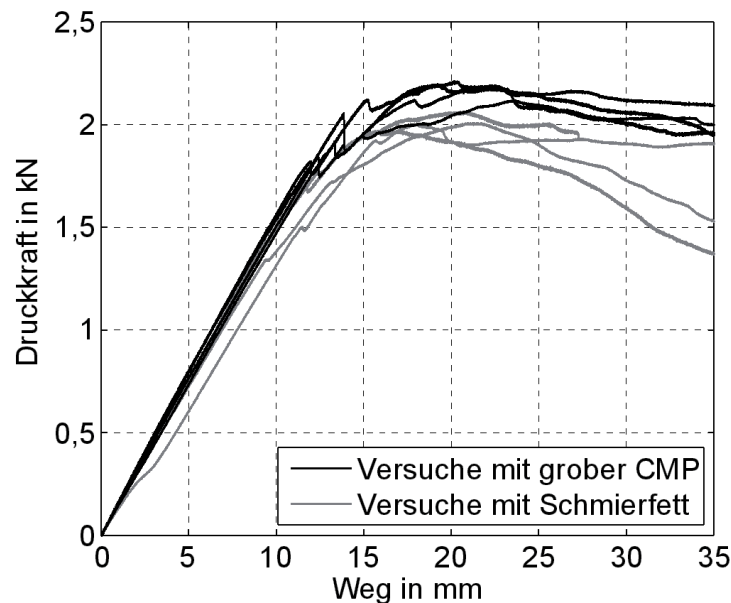


Abbildung 5.16: Kraft-Verformungs-Kurve von quasi-statischen Versuchen an Vorbau-Gabelschaft-Klemmungen

Tabelle 5.5: Maximalkraft und Kraft bei erstem Steifigkeitsabfall bei quasi-statische Belastung von Vorbau-Gabelschaft-Klemmung

		Schmierfett	Grobe CMP
Maximalkraft	Mittelwert in N	2011	2179
	Standardabweichung in N	38	42
	Anstieg des Mittelwerts		+8,4 %
Kraft bei erstem Steifigkeitsabfall	Mittelwert in N	1584	1907
	Standardabweichung in N	202	105
	Anstieg des Mittelwerts		+20,4 %

Die Ergebnisse der quasi-statischen Versuche sind in Abbildung 5.16 dargestellt und zeigen die Kraft-Weg-Verläufe der Versuche mit Schmierfett des Typs „KP 2 K-30“ und die Versuche mit grober CMP. Die Kraft-Weg-Verläufe zeigen, dass beide Varianten ähnliche Anfangssteifigkeiten aufweisen. Ein Unterschied zeigt sich bei beiden Varianten jedoch in der Maximalkraft. Aus den Verläufen in Abbildung 5.16 werden die Maximalkraft sowie der Mittelwert und die Standardabweichung bestimmt; die Werte können Tabelle 5.5 entnommen werden. Anhand dieser Daten zeigt sich ein

Anstieg der Bruchkraft um 8,4 % durch den Einsatz von grober CMP anstelle von Schmierfett. Im Vergleich der Kraft, bei der der erste Steifigkeitsabfall stattfindet, ergibt sich ein Anstieg von 20,4 % beim Einsatz von grober CMP statt Schmierfett. Unter der Annahme, dass bei dieser Kraft erste Faserbrüche auftreten, kann dieser Wert am besten mit der numerisch berechneten Werkstoffanstrengung verglichen werden. In den FE-Rechnungen wird eine Verringerung der Werkstoffanstrengung (vergleiche Abbildung 5.12) bei einer Reibwertsteigerung von 0,1 (entspricht eingesetztem Schmierfett) auf 0,5 (entspricht eingesetzter CMP) von circa 30 % festgestellt. Das FE-Modell zeigt also einen höheren Einfluss der CMP als experimentell nachgewiesen wurde.

Warum die Reibwertsteigerung zu einer geringeren Werkstoffanstrengung führt, lässt sich dadurch erklären, dass mehr Kraft über Reibung statt über Formschluss übertragen wird. Dies ist auch darauf zurückzuführen, dass die Kraftübertragung, die mittels Formschluss stattfindet – also die Kontaktkraft, die über Flächenpressung zwischen Vorbau und Gabelschaft übertragen wird – abnimmt. Diese Abnahme der Flächenpressung wird in Abbildung 5.17 deutlich, da dort die Flächenpressung – vor allem an der Bruchstelle – ohne Zusätze und mit grober CMP gegenüber gestellt ist.

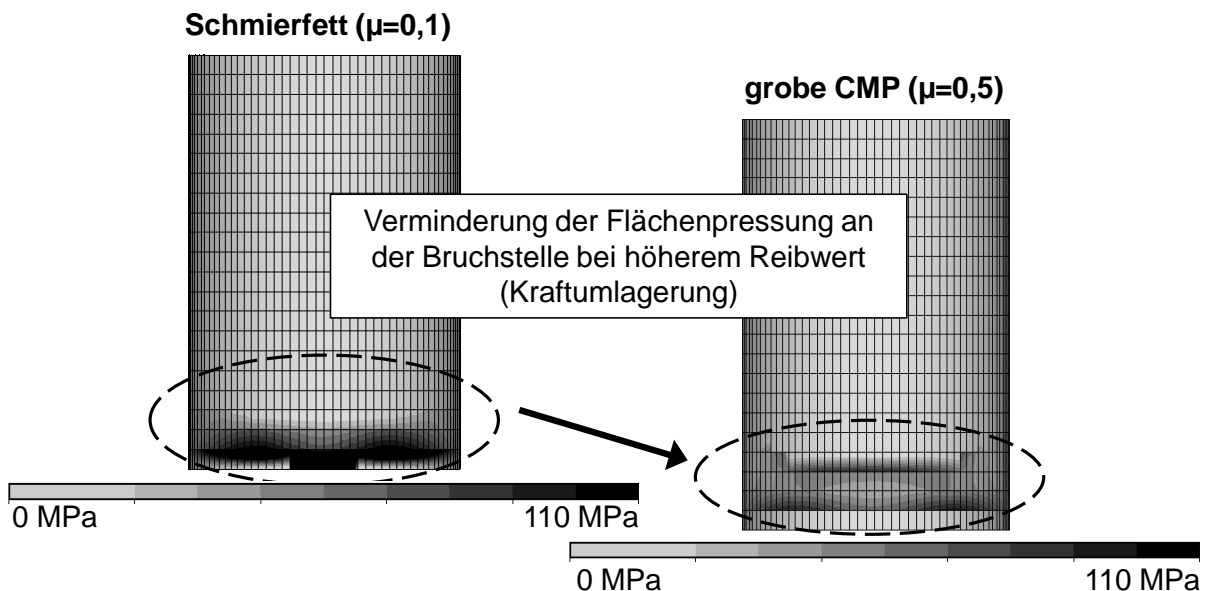


Abbildung 5.17: Flächenpressung zwischen Gabelschaft und Vorbau

5.4.4. Zyklische Belastung der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung

Aufbauend auf den Ergebnissen der quasi-statischen Untersuchungen werden zyklische Untersuchungen an der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung durchgeführt, um feststellen zu können, ob der positive Effekt der Reibwertsteigerung auch bei mehrmaliger Belastung erhalten bleibt. Die zyklischen Versuche werden mit dem bereits beschriebenen Prüfaufbau als Einstufenversuch mit, im Gegensatz zur entsprechenden Norm [47], hohen Lasten durchgeführt, da damit eine kürzere Prüfzeit erreicht wird. Als Prüffrequenz wird 0,5 Hz verwendet, da bei höheren Prüffrequenzen die vorgegebenen Kräfte nicht mehr erreicht werden. Die Oberkraft liegt bei 526 N und die Unterkraft bei -1200 N. Daraus resultiert ein maximales Biegemoment von 270 Nm und ein Spannungsverhältnis von $R \approx -2,3$. Es werden je fünf Versuche mit dem Schmierfett „KP 2 K-30“ und CMP mit groben Partikeln durchgeführt. Da kein schlagartiges Totalversagen bei den Proben eintritt, wird die Steifigkeitsdegradation von jedem Schwingenspiel bestimmt und ein Versagen bei 10 % Steifigkeitsdegradation definiert.

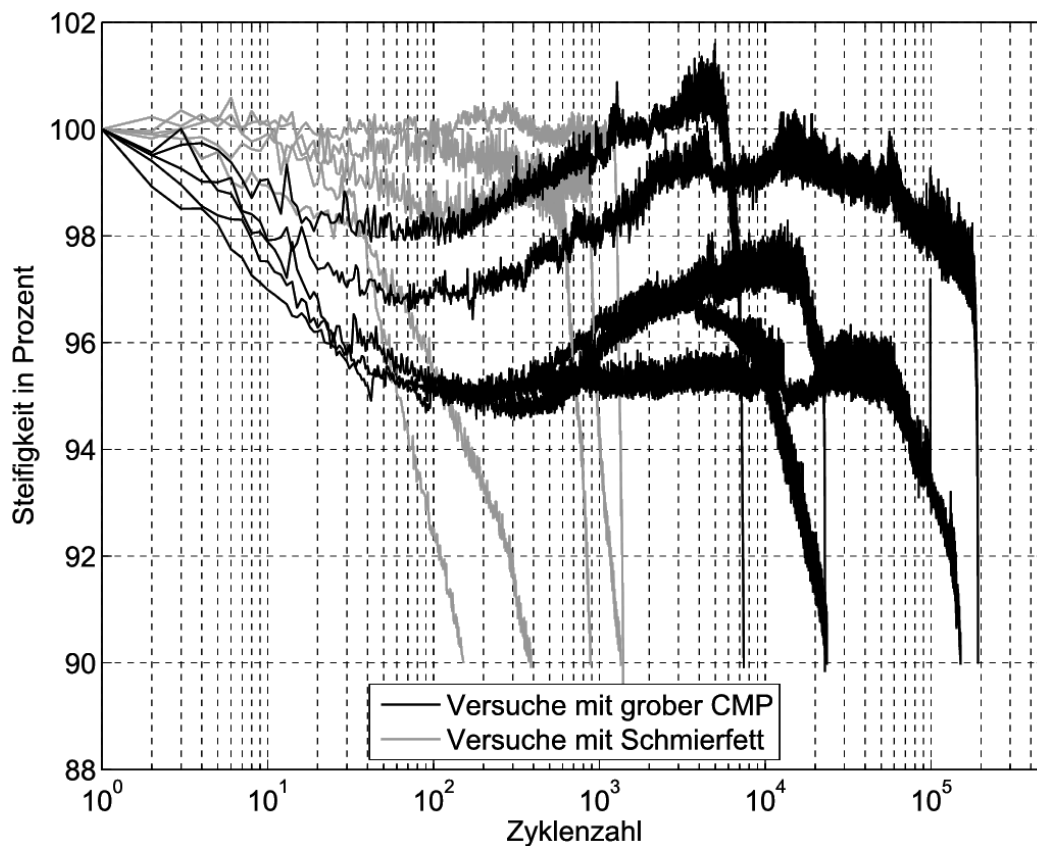


Abbildung 5.18: Steifigkeitsdegradation bei zyklischer Belastung von Vorbau-Gabelschaft-Klemmungen

Die Ergebnisse der zyklischen Versuche sind in Abbildung 5.18 dargestellt und zeigen, dass beim Einsatz von grober CMP die Lebensdauer erheblich gesteigert werden kann. Wird der Mittelwert der Zyklenzahlen bei 10% Steifigkeitsdegradation zu Grunde gelegt, kann eine Steigerung der Lebensdauer um den Faktor 95 erzielt werden. Dieses Ergebnis lässt sich allerdings nicht direkt auf den realen Betrieb übertragen, da die durchgeführten Einstufenversuche vor allem eine kurze Prüfdauer als Ziel haben. Die hohe Steigerung der Lebensdauer lässt darauf schließen, dass der reibwertsteigernde Effekt aufrechterhalten bleibt.

Außerdem zeigt das Diagramm, dass die Steifigkeit der Verbindungen mit grober CMP erst ab und dann wieder zunimmt, was vermutlich auf eine Änderung des Reibwerts hindeutet. Eine Änderung des Reibwerts wurde ebenfalls in [56] für eine CFK-Aluminium-Paarung beobachtet. Die Verbindungssteifigkeit kann bei Verwendung von CMP in folgende drei Phasen eingeteilt werden:

- moderate Abnahme der Verbindungssteifigkeit ($<10^2$ Zyklen),
- Zunahme der Verbindungssteifigkeit (10^2 - 10^4 Zyklen),
- starke Abnahme der Verbindungssteifigkeit ($>10^4$ Zyklen).

Da die Zunahme der Verbindungssteifigkeit zunächst unwahrscheinlich erscheint, werden REM-Untersuchungen an den geprüften Proben durchgeführt, um Ursachen für die beschriebenen Phasen zu finden. In Abbildung 5.19 und Abbildung 5.20 sind REM-Aufnahmen eines Gabelschafts nach zyklischer Prüfung mit Einsatz von Schmierfett dargestellt.

Abbildung 5.19 zeigt dabei eine Aufnahme im Klemmbereich, wohingegen in Abbildung 5.20 eine Stelle des Gabelschafts zeigt, die nicht geklemmt wurde und daher dem Ausgangszustand entspricht und als Referenz herangezogen wird. Die Aufnahmen sind jeweils in der Nähe des Schadens gemacht, der durch die zyklische Prüfung entsteht. Der Rissbereich zeigt, dass die äußere Lage eine 45° -Orientierung besitzt. Vergleicht man jenseits des Risses die Oberflächen, zeigen diese sowohl im geklemmten als auch in der Referenzaufnahme eine ähnliche Oberflächenstrukturierung. Dies stimmt auch mit der beobachteten Steifigkeitsdegradation aus Abbildung 5.18 überein, die bei den Versuchen mit Schmierfett kaum eine Veränderung der Verbindungssteifigkeit zeigen, bis ein Totalversagen auftritt.

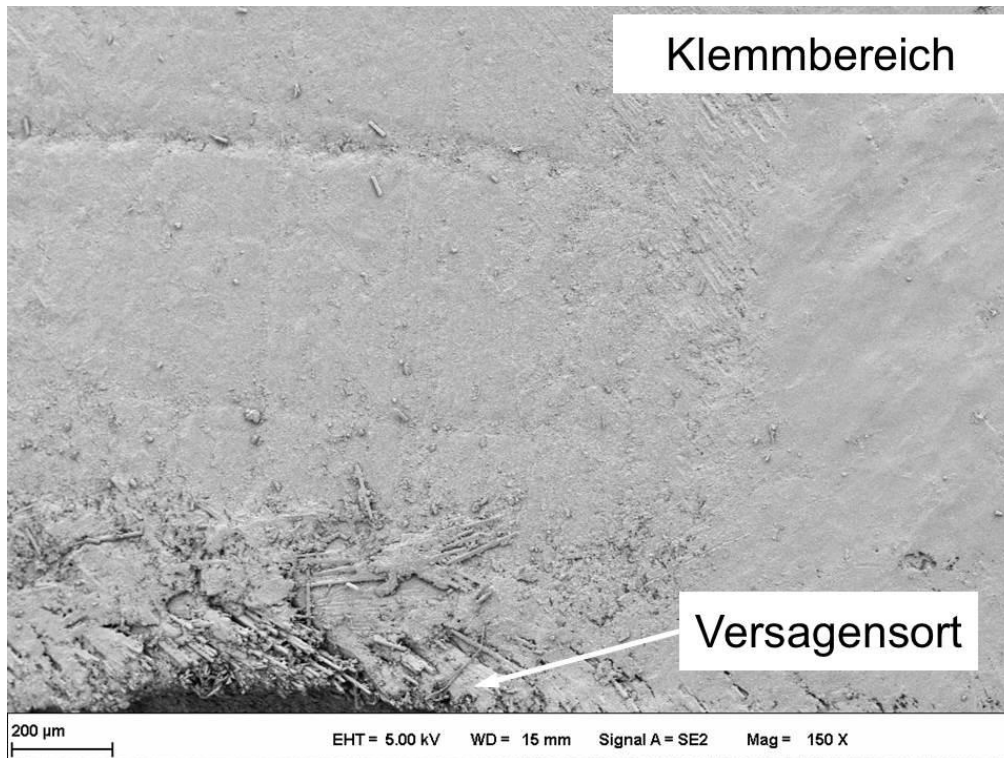


Abbildung 5.19: REM-Aufnahme des CFK-Gabelschafts nach zyklischer Prüfung im Klemmbereich des Vorbaus beim Einsatz von Schmierfett

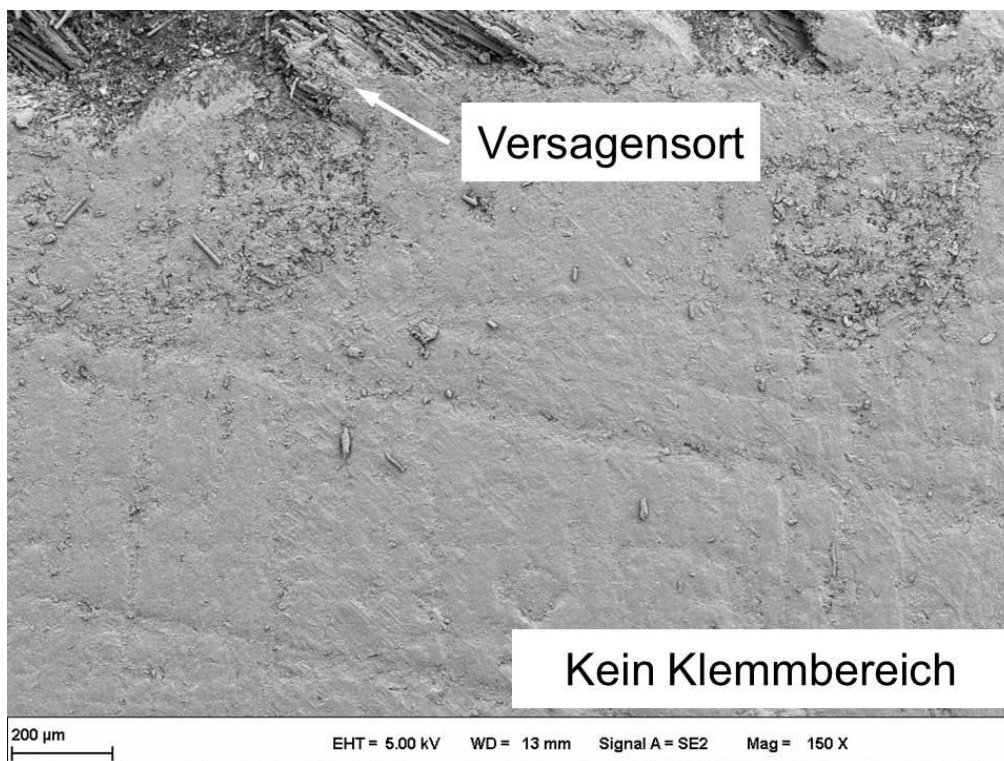


Abbildung 5.20: REM-Aufnahme des CFK-Gabelschafts an einer nicht geklemmten Stelle nach zyklischer Prüfung beim Einsatz von Schmierfett

In Abbildung 5.21 sind die REM-Aufnahme eines Gabelschafts nach zyklischer Prüfung, bei der CMP eingesetzt wurde dargestellt im Vergleich zu einer REM-Aufnahme, bei der Schmierfett eingesetzt wurde. Es kann beobachtet werden, dass größere Bereiche an der Oberfläche ausgebrochen bzw. ausgeschliffen wurden. Dies lässt sich daran erkennen, dass es Bereiche gibt, in denen die 45°-Orientierung der Außenlage zu erkennen ist, wohingegen auch augenscheinlich tiefer liegende Bereiche zu sehen sind, die eine 0°-Orientierung aufweisen. Diese Schädigungen an der Außenlage würden die erste Phase der moderaten Abnahme der Verbindungssteifigkeit (vergleiche Abbildung 5.18) beim Einsatz von CMP erklären.

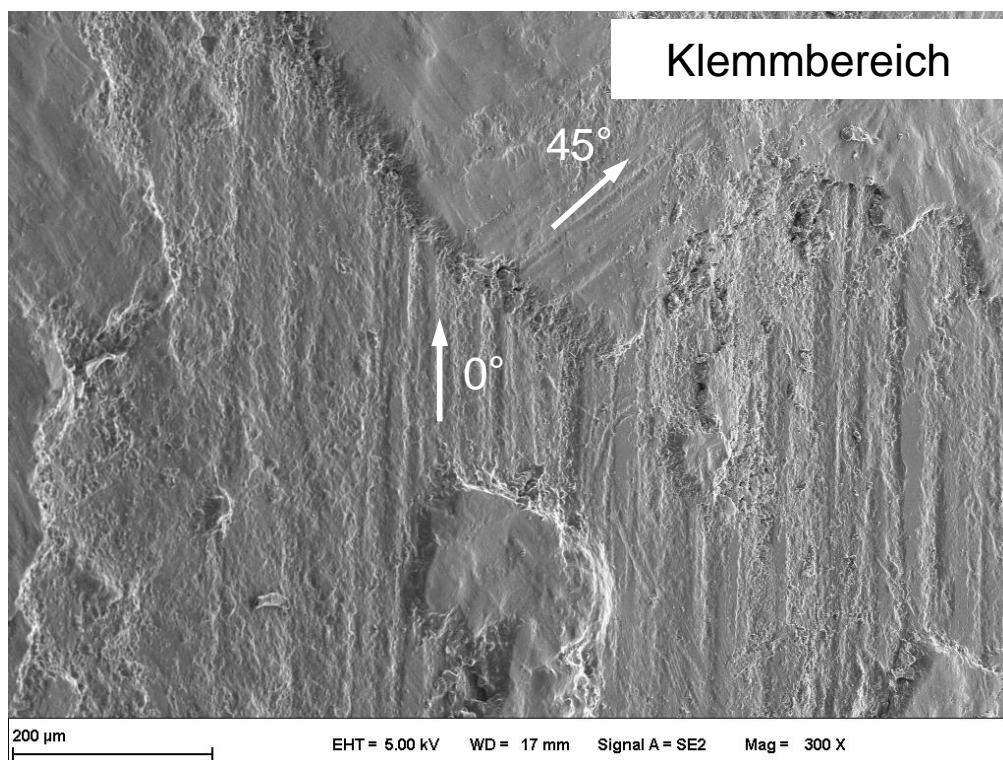


Abbildung 5.21: REM-Aufnahme des CFK-Gabelschafts im Klemmbereich nach zyklischer Prüfung beim Einsatz von CMP

Die Zunahme der Verbindungssteifigkeit lässt sich anhand der REM-Aufnahme mit Rückstreuelektronendetektor erklären, die in Abbildung 5.22 gezeigt ist. Das Rückstreuelektronenbild zeigt Dichteunterschiede aufgrund des dichteabhängigen Rückstreuvermögens von Materialien. Dabei werden dichtere Materialien heller dargestellt. Obwohl die geprüften Gabelschäfte vor der REM-Aufnahme mit Isopropanol gereinigt wurden, ist in der Aufnahme deutlich zu erkennen, dass sich sowohl größere Korund-Partikel als auch viele kleine Korund-Partikel in die Matrix eingearbeitet

haben. Die kleinen Korund-Partikel sind deutlich kleiner, als die Partikel die der CMP bei der Herstellung zugefügt wurden (vergleiche Kapitel 5.1.3); dies deutet darauf hin, dass die Partikel durch das Klemmen oder die zyklische Belastung zerkleinert werden. Diese vielen kleinen Partikel würden vermutlich auch einen abrasiven Verschleiß erklären, der die Außenlage des CFK-Gabelschafts geschädigt hat. Auf der anderen Seite würden die größeren Korund-Partikel nach einem Einarbeiten in die Matrix voraussichtlich zu einem verbesserten Mikroformschluss führen, der makroskopisch zu einer Erhöhung des Reibwerts führt. Dieser erhöhte Reibwert führt vermutlich schließlich zu einer besseren Kraftübertragung in der Verbindung und bewirkt makroskopisch eine Zunahme der Verbindungssteifigkeit.

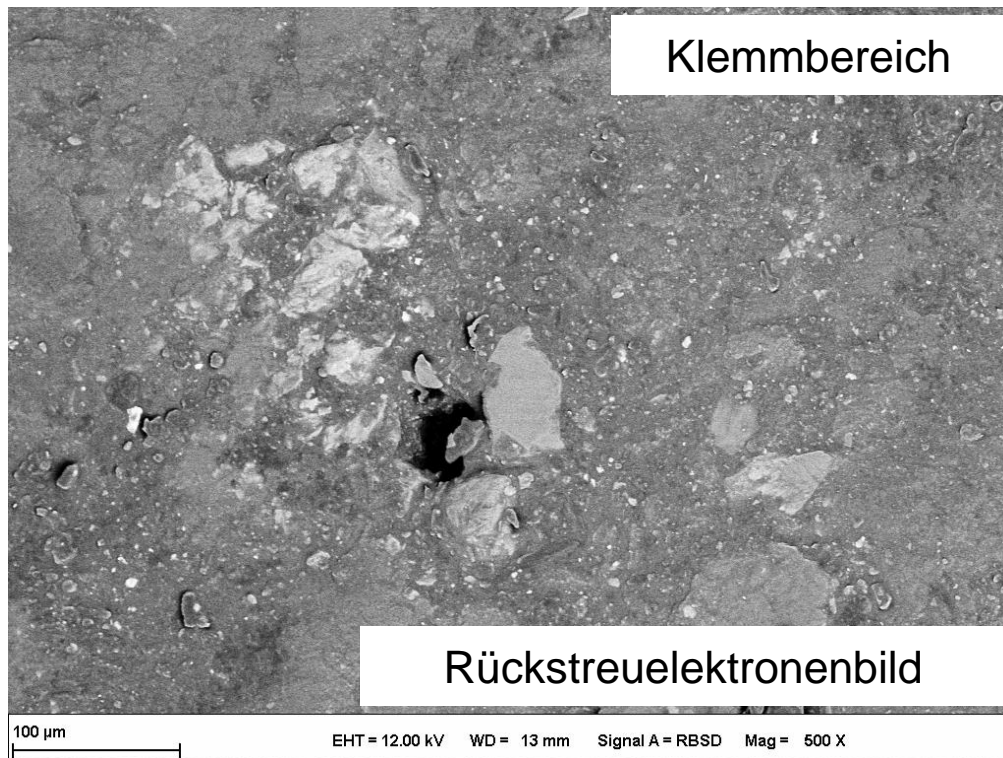


Abbildung 5.22: REM-Aufnahme mit Rückstreuelektronendetektor des CFK-Gabelschafts im Klemmbereich nach zyklischer Prüfung beim Einsatz von CMP

Folglich würden sich die drei unterschiedlichen Phasen der Zu- und Abnahme der Verbindungssteifigkeit durch folgende Ursachen erklären lassen:

- moderate Abnahme der Verbindungssteifigkeit ($<10^2$ Zyklen):
Die äußere CFK-Lage des Gabelschafts wird aufgrund des abrasiven Verschleißes der Korund-Partikel stellenweise weg geschliffen, was zu einer moderaten Abnahme der Laminatsteifigkeit führt.

- Zunahme der Verbindungssteifigkeit (10^2 - 10^4 Zyklen):
Korund-Partikel arbeiten sich in die Matrix ein, was zu einem verbesserten Mikroformschluss führt, der makroskopisch für eine bessere Kraftübertragung in der Verbindung und damit für eine Zunahme der Verbindungssteifigkeit sorgt.
- starke Abnahme der Verbindungssteifigkeit ($>10^4$ Zyklen):
Es findet eine Schädigungszunahme in den lasttragenden Schichten statt, die zum Totalversagen des Gabelschafts führen.

Trotz des abrasiven Verschleißes, der beim Einsatz von CMP auftritt, wirkt sich die Reibwertsteigerung durch das Einarbeiten der Korund-Partikel positiv aus und kann diesen Verlust kompensieren, bzw. führt insgesamt zu einer besseren Kraftübertragung und damit zu einer deutlich höheren Lebensdauer.

6. Zusammenfassung und Ausblick

Zur Substitution von metallischen Bauteilen durch FKV-Strukturen sind preisgünstige und qualitative Lösungen gefragt, die eine punktuelle Kraftübertragung ermöglichen. Reibschlüssige Schraubenverbindungen bieten sich an, da sie lösbar, günstig, zuverlässig und schnell in der Serienfertigung einsetzbar sind. Um den zuverlässigen Einsatz von reibschlüssigen Schraubenverbindungen zu ermöglichen, wurden folgende Aspekte näher betrachtet:

- Haftreibwert,
- zulässige Flächenpressung und
- Vorspannkraftverlust.

Zunächst wurde der Haftreibwert zwischen Stahl und CFK experimentell untersucht, um Konzepte zur Steigerung des Reibwerts zu quantifizieren, da eine Steigerung des Reibwerts die Kraftübertragung der reibschlüssigen Schraubverbindung um den gleichen Betrag erhöht. Dabei konnte gezeigt werden, dass durch den Einsatz von Korund-Partikeln sowohl in einer CMP als auch in einer Hartpartikelträgerfolie der Reibwert um den Faktor 2 gegenüber entfetteten Proben gesteigert werden kann.

Durch die experimentelle Ermittlung einer maximal zulässigen Flächenpressung für die verwendeten FKV-Materialien wurden Schädigungen infolge zu hoher Vorspannkraft vermieden. Dazu wurden entsprechende Proben mit einem Stempel belastet und mit Hilfe der Schallemissionsmethode Schädigungen detektiert, um eine Belastungsgrenze zu definieren. Die Versuchsdaten zeigten ein sehr differentes Bild der untersuchten CFK-Werkstoffen, wobei gleichzeitig eine hohe Streuung vorlag. Die niedrigsten gemessenen Flächenpressungen bei denen erste Schallemissionsereignisse festzustellen sind, stimmen mit der Literaturangabe von 140 MPa überein. Um ein tieferes Verständnis über den Schädigungszustand in FKV durch Flächenpressung zu entwickeln, wären weitere Versuchsreihen – die aufgrund ihres Umfangs in dieser Arbeit nicht stattfinden konnten – hilfreich, bei denen durch bildgebende Verfahren der Schädigungszustand des Werkstoffs erfasst wird. Zusätzlich könnte die Auswirkung des Schädigungszustands auf die Festigkeit oder Steifigkeit in der Laminebene durch experimentelles Bestimmen der Restfestigkeit durch einen Zug-

versuch erfolgen. Für diese Untersuchungen würde es sich besonders anbieten gelochte Zugproben zu verwenden und diese im Bohrungsbereich durch Flächenpressung vorzuschädigen, da durch die Spannungsüberhöhung am Bohrungsrand Schädigungen an diesem einen deutlich messbaren Einfluss auf die Restfestigkeit aufweisen.

In einer umfassenden Literaturrecherche wurde dargelegt, dass bei verschraubten FKV-Laminaten ein Vorspannkraftverlust auftreten kann. Deshalb erfolgt die Auslegung bei FKV-Bauteilen bisher in der Regel auf Lochleibung. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit konnte gezeigt werden, dass der Vorspannkraftverlust 10-15 % beträgt und damit Vorspannkraft bei FKV aufrechterhalten werden können. Außerdem wurde experimentell überprüft, welche Konzepte geeignet sind, den Vorspannkraftverlust zu minimieren. Die Versuche zeigten, dass das strukturelle Vernähen, bei dem Fasern in Dickenrichtung eingebracht werden, keinen Einfluss auf die Vorspannkraft bewirkt. Ein wiederholtes Montieren der Schrauben zeigte hingegen, dass das Einebnen der Oberflächenrauigkeiten zu einer Verminderung des Vorspannkraftverlusts führt. Außerdem konnte nachgewiesen werden, dass diese Vorspannkraftverlustreduktion maßgeblich von der Oberflächenwelligkeit im Ausgangszustand bestimmt wird. Versuche bei RT zeigten für alle untersuchten Materialien ein ähnliches Verhalten, wohingegen bei 70° C Prüftemperatur die Verlustreduktion bei den Materialien mit Epoxid-Matrix höher ausfiel als bei den Proben mit thermoplastischer Matrix. Dies lässt sich womöglich damit erklären, dass die Prüftemperatur von 70° C über der Glasübergangstemperatur der thermoplastischen Proben liegt und daher bereits beim Verschrauben eine Einebnung der Oberflächenwelligkeit stattfindet. Um diese Vermutung abschließend zu klären, wäre eine Versuchsreihe mit einer Variation von FKV-Werkstoffen mit unterschiedlichen Oberflächeneigenschaften in Abhängigkeit der Halbzeuge, Matrices und Fertigungsverfahren hilfreich. Aus einer solchen Versuchsreihe ließe sich analog zur VDI-Richtlinie 2230 [69] eine Tabelle für FKV-Werkstoffe erstellen, die eine Abschätzung des Vorspannkraftverlusts anhand der Oberflächenbeschaffenheit erlaubt. Darüber hinaus wäre es interessant den Einfluss von Temperaturwechseln auf verschraubte FKV-Proben zu quantifizieren.

Um die Einflüsse des Matrixwerkstoffs (thermoplastisch oder duroplastisch), des Reibwerts (entfettet oder erhöhter Reibwert durch Korund-Partikel), Passung (ohne

Spiel und mit 0,5 mm Spiel) und der Vorspannkraft auf die Kraftübertragung in der Schraubverbindung zu prüfen, wurden doppellaschige Zugscherversuche durchgeführt. Die durchgeführten Zugscherversuche zeigten im Anfangsbereich starke Unterschiede in Abhängigkeit der oben genannten Parameter. Bei den Versuchen mit Spielpassung war eine Relativbewegung der metallischen zu den faserverstärkten Probekörpern in Abhängigkeit des Reibwerts und der Vorspannkraft zu beobachten. Bei allen Versuchen fiel nach dem Erreichen der Maximalkraft die Kraft deutlich ab und es trat ein Flankenbruch oder ein kombinierter Scher- und Flankenbruch auf. Danach wurde lediglich durch eine geringe Restfestigkeit des Laminats und der Reibung zwischen den Fügepartnern Kraft übertragen. Bei formschlüssiger Kraftübertragung entstanden bei 5 kN erste Schädigungen in der Lochleibung, die einen Abfall der Steifigkeit bewirkten. Die Maximalkraft bei Formschluss wurde bei ungefähr 11 kN erreicht. Wurde hingegen die reibschlüssige Kraftübertragung mit einer hohen Vorspannkraft und einem hohen Reibwert verwendet, konnte eine Kraft von 14 kN übertragen werden. Die Maximalkraft bei Reibschluss stieg sogar auf 17 kN an, was einem Anstieg von circa 50 % entspricht. Setzt man bei der formschlüssigen Kraftübertragung den ersten Steifigkeitsabfall als Belastungsgrenze, kann durch die reibschlüssige Krafteinleitung ungefähr das Dreifache an Kraft übertragen werden bevor der Reibschluss versagt.

Ein weiteres Problem von Schraubenverbindungen kann die Korrosionsbeständigkeit und Beständigkeit gegen Umgebungsmedien sein, da üblicherweise verschiedene Materialien in der Verbindung existieren. Die Korrosionsproblematik wurde in dieser Arbeit aufgrund des enormen Umfangs nicht näher betrachtet, es wurden jedoch die Reibwertmodifikationen aus elektrisch nicht leitenden Materialien hergestellt, um Kontaktkorrosion zu vermeiden. In einem weiteren Schritt wäre daher die Korrosionsproblematik näher zu untersuchen und Konzepte zur Vermeidung von Korrosion umzusetzen und experimentell zu überprüfen.

Die angeführten Beispiele von Materialschäden an geklemmten CFK-Bauteilen im Fahrradbau lassen auf Defizite bei der Auslegung dieser Bauteile und ihrer Anbindungstechnologie schließen. Vor allem bei der Vorbau-Gabelschaft-Klemmung besteht eine hohe Verletzungsgefahr, da ein Versagen an dieser Stelle zwangsläufig zum Sturz führt. Da der Verbindung zwischen Vorbau und Gabelschaft besondere

sicherheitsrelevante Bedeutung zukommt, wurde eine marktübliche Gabelschaft-Vorbau-Klemmung im Rahmen dieser Arbeit experimentell und numerisch auf die Belastungen durch die Montage sowie im Betrieb untersucht. Anhand der numerischen und experimentellen Untersuchungen, konnte gezeigt werden, dass der komplexe Klemmzustand zwischen Gabelschaft und Vorbau numerisch abgebildet werden kann. Es wurde beobachtet, dass eine starke Spannungslokalisierung am Klemmschlitz vorliegt. Auf Basis des validierten FE-Modells wurde numerisch untersucht, wie sich der Reibwert auf die Werkstoffanstrengung im Betriebszustand auswirkt. Es zeigte sich dabei, dass die Steigerung des Reibwerts ein deutliches Potential aufweist die Werkstoffanstrengung zu reduzieren, was einen deutlichen Sicherheitsgewinn bedeutet.

Zur experimentellen Absicherung, wurden quasi-statische und zyklische Untersuchungen an Vorbau-Gabelschaft-Baugruppen durchgeführt, bei denen der Reibwert durch die Applikation von Schmierfett und CMP variiert wurde. Hierbei zeigte sich, dass die quasi-statische Festigkeit beim Einsatz von CMP um 8% zunimmt. Bei der Betriebsfestigkeitsuntersuchung zeigte sich eine deutliche Steigerung der Lebensdauer beim Einsatz von CMP im Vergleich zu Schmierfett. Ein wichtiges Ergebnis der Untersuchung ist, dass durch den reibungsreduzierenden Einsatz von Schmierfett die Lebensdauer deutlich reduziert werden kann. Bei Laien wird Schmierfett heute noch gerne bei geklemmten CFK-Bauteilen an Fahrrädern eingesetzt. Wenn statt Schmierfett eine reibwertsteigernde CMP eingesetzt wird, wirkt sich dies lebensdauererweiternd aus.

Anhang A - Berechnung der Flächenpressung

Zur Berechnung der Flächenpressung in Abhängigkeit der verwendeten Unterlegscheibengröße sowie des Schraubennendurchmessers wird zunächst die minimale Auflagefläche der Unterlegscheibe anhand des minimalen Außendurchmessers und des maximalen Innendurchmessers nach den Angaben in der Norm berechnet. Die Berechnungsergebnisse sind in Tabelle A.1 für Unterlegscheiben der normalen Reihe nach DIN EN ISO 7089 sowie für Unterlegscheiben der großen Reihe nach DIN EN ISO 7093-1 dargestellt.

Tabelle A.1: Berechnung der minimalen Auflagefläche der Unterlegscheibe nach ISO 7089

Schraubennendurchmesser	Minimaler Außendurchmesser in mm	Maximaler Innendurchmesser in mm	Minimale Auflagefläche in mm ²
M4	8,64	4,48	42,87
M6	11,57	6,62	70,72
M8	15,57	8,62	132,04
M10	19,48	10,77	206,93
M12	23,48	13,27	294,70
M16	29,48	17,27	448,32
M20	36,38	21,33	682,15
M24	43,38	25,33	974,06

Tabelle A.2: Berechnung der minimalen Auflagefläche der Unterlegscheibe nach ISO 7093-1

Schraubennendurchmesser	Minimaler Außendurchmesser in mm	Maximaler Innendurchmesser in mm	Minimale Auflagefläche in mm ²
M4	11,57	4,48	89,37
M6	17,57	6,62	208,04
M8	23,48	8,62	374,64
M10	29,48	10,77	591,47
M12	36,38	13,27	901,17
M16	49,38	17,27	1680,86
M20	59,26	21,33	2400,79
M24	70,8	25,52	3425,41

Als Vorspannkraft für die unterschiedlichen Schraubennennendurchmesser sowie die Festigkeitsklassen 8.8, 10.9 und 12.9 werden die Angaben nach VDI 2230 Tabelle A1, $\mu=0,14$ verwendet, die in Tabelle A.3 dargestellt sind.

Tabelle A.3: Vorspannkraft nach VDI 2230 Tabelle A1, $\mu=0,14$

Schraubennennendurchmesser	Vorspannkraft in kN bei Festigkeitsklasse 8.8	Vorspannkraft in kN bei Festigkeitsklasse 10.9	Vorspannkraft in kN bei Festigkeitsklasse 12.9
4	4,3	6,3	7,4
6	9,9	14,5	17
8	18,1	26,6	31,1
10	28,8	42,2	49,4
12	41,9	61,5	72
16	78,8	115,7	135,4
20	127	181	212
24	183	260	305

Anhang B - Berechnung der Schraubennachgiebigkeit

Nach [51] besteht eine Schraube idealisiert aus elastischen zylindrischen Elementen. Für das Einzelement gilt folgende Nachgiebigkeit:

$$\delta_i = \frac{l_i}{E * A_i} \quad (A.1)$$

Für die vorliegende Schraube kann die Reihenschaltung aus Abbildung A.1 angenommen werden und damit ergibt sich folgende Schraubennachgiebigkeit:

$$\delta_S = \delta_K + \delta_1 + \delta_2 + \delta_{GM} \quad (A.2)$$

Folgende Formel hat nach [51] Gültigkeit für die Berechnung der Nachgiebigkeit eines Schraubenkopfes mit Innenkraftangriff:

$$\delta_K = \frac{0,4 * d}{E * \frac{\pi * d^2}{4}} = \frac{0,4}{E * \frac{\pi * d}{4}} \quad (A.3)$$

Für die Berechnung der Nachgiebigkeit des Schraubenteils ohne Gewinde ergibt sich folgende Formel:

$$\delta_1 = \frac{l_1}{E * \frac{\pi * d^2}{4}} \quad (A.4)$$

Für die Berechnung der Nachgiebigkeit des Schraubenteils mit Gewinde wird nach [51] statt des Nenndurchmessers d der Kernlochdurchmesser d_{KL} zur Berechnung der Querschnittsfläche verwendet:

$$\delta_2 = \frac{l_2}{E * \frac{\pi * d_{KL}^2}{4}} \quad (A.5)$$

Die Nachgiebigkeit im Einschraubbereich δ_{GM} setzt sich nach [51] aus der Nachgiebigkeit δ_G des eingeschraubten Gewindekerns und der Mutterverschiebung δ_M zusammen. Die Mutterverschiebung entsteht durch eine axiale Verschiebung der Mutter relativ zum Gewindekern, die aus elastischer und plastischer Biege- und Druck-

verformung der Gewindeverzahnung resultiert. Folgende Formel beschreibt nach [51] die Nachgiebigkeit im Einschraubbereich für Durchsteckverbindungen:

$$\delta_{GM} = \delta_G + \delta_M = \frac{0,5 * d}{E * \frac{\pi * d_{KL}^2}{4}} + \frac{0,4 * d}{E * \frac{\pi * d^2}{4}} \quad (A.6)$$

Tabelle B.1: Werte zur Berechnung der Schraubennachgiebigkeit

Bezeichnung	Wert	Einheit
Schraubengröße	M6	
E-Modul E	210.000	MPa
Schraubennennmesser d	6	mm
Kerndurchmesser d_{KL}	4,77	mm
Schraubenlänge ohne Gewinde l_1	12	mm
Schraubenlänge mit Gewinde l_2	3	mm

Bei Verwendung der Werte aus Tabelle B.1 ergibt sich bei der vorliegenden Schraube eine Nachgiebigkeit δ_S von $4,36 * 10^{-6}$ mm/N.

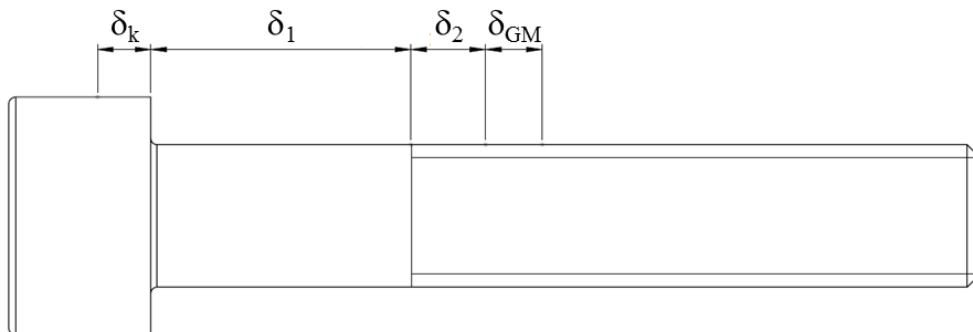


Abbildung B.1: Elastische Ersatzkörper der verwendeten Schraube

Anhang C - Berechnung der Schraubenvorspannkraft

In der VDI-Richtlinie 2230 [69] wird die Berechnung des Anziehdrehmoments M_a mit der folgenden Formel beschrieben:

$$M_A = F_{M_{min}} * \left(0,16 * P + 0,58 * d_2 * \mu_G + \frac{D_{Km}}{2} * \mu_k \right) \quad (C.1)$$

Wird diese Formel nach der minimalen Schraubenvorspannkraft $F_{M_{min}}$ umgestellt, ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$F_{M_{min}} = \frac{M_A}{\left(0,16 * P + 0,58 * d_2 * \mu_G + \frac{D_{Km}}{2} * \mu_k \right)} \quad (C.2)$$

Für den Reibungsdurchmesser unter dem Kopf D_{Km} gilt näherungsweise folgende Formel wobei für D_{Ki} bei der vorliegenden Schraubverbindung der Innendurchmesser der ebenen Kopfauflage d_a zu verwenden ist:

$$D_{Km} = \frac{d_w + D_{Ki}}{2} = \frac{d_w + d_a}{2} \quad (C.3)$$

Unter Verwendung der Werte aus Tabelle B.1 ergibt sich eine minimale Schraubenvorspannkraft $F_{M_{min}}$ von 2.980 N. Die verwendete Gewindereibungszahl μ_G sowie die Reibungszahl in der Kopfauflagefläche μ_k sind Annahmen, die anhand der Tabellen A5 und A6 aus der VDI-Richtlinie 2230 [69] getroffen wurden.

Tabelle C.1: Werte zur Berechnung der Schraubenvorspannkraft

Bezeichnung	Wert	Einheit
Schraubengröße	M6	
Anziehdrehmoment M_a	5000	Nmm
Steigung P	0,8	mm
Flankendurchmesser d_2	4,48	mm
Gewindereibungszahl μ_G	0,2	
Durchmesser der Schraubekopfauflage d_w	8,03	mm
Innendurchmesser der ebenen Kopfauflage d_a	5,7	mm
Reibungszahl in der Kopfauflagefläche μ_k	0,3	

Literaturverzeichnis

- [1] Trax: Großer Rückruf des Fahrradherstellers Specialized. www.trax.de/fahrradhersteller-specialized-ruft-ueber-12-000-rennraeder-zurueck/id_61981750/index, 02.04.2014.
- [2] Puck, A.: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis. München, Wien: Hanser 1996.
- [3] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden, Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden (2007).
- [4] Verein Deutscher Ingenieure: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund (Juli 1989) VDI 2014.
- [5] Knops, M.: Analysis of Failure in Fiber Polymer Laminates: The Theory of Alfred Puck. Berlin, New York: Springer 2008.
- [6] Hinton, M.; Kaddour, A.; Soden, P.: Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites: The World-Wide Failure Exercise. Amsterdam, London: Elsevier 2004.
- [7] Himmel, N.: Faserkunststoffverbund-Bauweisen. Kaiserslautern: IVW 2003.
- [8] Grellmann, W; Altstädt, V.: Kunststoffprüfung. München: Hanser 2005.
- [9] Magin, M.: Schadensfortschrittsentwicklung durch zyklische Belastung und deren numerische Modellierung unter Berücksichtigung nichtlinearer Werkstoffgesetze bei endloskohlenstofffaserverstärkten Polymerwerkstoffen. Kaiserslautern: IVW 2012.
- [10] Reifsnider, K.: Fatigue of Composite Materials. Amsterdam, New York: Elsevier 1991.
- [11] Pradhan, B.; Venu Kumar, N.; Rao, N.: Stiffness Degradation Resulting from 90° ply Cracking in angle-ply Composite Laminates, Composites Science and Technology 59 (1999) H. 10. S. 1543–1552.
- [12] Camanho, P.; Matthews, F.: Stress Analysis and Strength Prediction of Mechanically Fastened Joints in FRP: a Review, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 28 (1997) H. 6. S. 529–547.
- [13] Thoppul, S.; Finegan, J.; Gibson, R.: Mechanics of Mechanically Fastened Joints in Polymer–Matrix Composite Structures – A review, Composites Science and Technology 69 (2009) 3-4. S. 301–329.
- [14] Matthews, F.: Joining Fibre-Reinforced Plastics. London, New York: Elsevier Applied Science 1987.
- [15] European Space Agency: Structural Materials Handbook : ESA PSS-03-203: v.1 : Polymer composites. Noordwijk 1995.
- [16] Kretsis, G.; Matthews, F.: The Strength of Bolted Joints in Glass Fibre/Epoxy Laminates, Composites 16 (1985) H. 2. S. 92–102.
- [17] Choi, J.-H.; Ban, C.-S.; Kweon, J.-H.: Failure Load Prediction of a Mechanically Fastened Composite Joint Subjected to a Clamping Force, Journal of Composite Materials 42 (2008) H. 14. S. 1415–1429.
- [18] Collings, T.: The Strength of Bolted Joints in multi-directional CFRP Laminates. London: H.M.S.O. 1977.
- [19] Whitworth, H. A.; Aluko, O.; Tomlinson, N. A.: Application of the Point Stress Criterion to the Failure of Composite Pinned Joints, Engineering Fracture Mechanics 75 (2008) H. 7. S. 1829–1839.

-
- [20] Godwin, E. W.; Matthews, F. L.; Kilty, P. F.: Strength of multi-bolt Joints in GRP, Composites 13 (1982) H. 3. S. 268–272.
- [21] Esendemir, U.: An Experimental Study of Mechanically Fastened Composite Joints with Clearance, International Journal of Damage Mechanics 20 (2011) H. 3. S. 464–480.
- [22] Karakuzu, R.; Gülem, T.: Failure Analysis of Woven Laminated Glass–Vinylester Composites with pin-loaded Hole, Composite Structures 72 (2006) H. 1. S. 27–32.
- [23] Okutan Baba, B.: Behavior of Pin-loaded Laminated Composites, Experimental Mechanics 46 (2006) H. 5. S. 589–600.
- [24] Sayman, O.; Siyahkoc, R.; Sen, F.; Ozcan, R.: Experimental Determination of Bearing Strength in Fiber Reinforced Laminated Composite Bolted Joints under Preload, Journal of Reinforced Plastics and Composites 26 (2007) H. 10. S. 1051–1063.
- [25] Sen, F.; Pakdil, M.; Sayman, O.; Benli, S.: Experimental Failure Analysis of Mechanically Fastened Joints with Clearance in Composite Laminates under Preload, Materials & Design 29 (2008) H. 6. S. 1159–1169.
- [26] Park, H.-J.: Effects of Stacking Sequence and Clamping Force on the Bearing Strengths of Mechanically Fastened Joints in Composite Laminates, Composite Structures 53 (2001) H. 2. S. 213–221.
- [27] Collings, T.: On the Bearing Strengths of CFRP Laminates, Composites 13 (1982) H. 3. S. 241–252.
- [28] Garbo, S. P.; Ogonowsk, J. M.: Effect of Variances and Manufacturing Tolerances on the Design Strength and Life of Mechanically Fastened Composite Joints: Air Force Wright Aeronautical Laboratories 1981.
- [29] McCarthy, M.; Lawlor, V.; Stanley, W.; McCarthy, C.: Bolt-hole Clearance Effects and Strength Criteria in Single-bolt, Single-lap, Composite Bolted Joints, Composites Science and Technology 62 (2002) 10-11. S. 1415–1431.
- [30] Crews, J.: Bolt-Bearing Fatigue of a Graphite/Epoxy Laminate, NASA Technical Memorandum 81851 1980.
- [31] Stockdale, J. H.; Matthews, F. L.: The Effect of Clamping Pressure on Bolt Bearing Loads in Glass Fibre-reinforced Plastics, Composites 7 (1976) H. 1. S. 34–38.
- [32] Kelly, G.; Hallström, S.: Bearing strength of Carbon Fibre/Epoxy Laminates: Effects of Bolt-hole Clearance, Composites Part B: Engineering 35 (2004) H. 4. S. 331–343.
- [33] Kiral, B. G.: Effect of the Clearance and Interference-fit on Failure of the pin-loaded Composites, Materials & Design 31 (2010) H. 1. S. 85–93.
- [34] Pakdil, M.; Sen, F.; Sayman, O.; Benli, S.: The Effect of Preload on Failure Response of Glass-Epoxy Laminated Composite Bolted-Joints with Clearance, Journal of Reinforced Plastics and Composites 26 (2007) H. 12. S. 1239–1252.
- [35] Pierron, F.; Cerisier, F.; Grediac, M.: A Numerical and Experimental Study of Woven Composite Pin-Joints, Journal of Composite Materials 34 (2000) H. 12. S. 1028–1054.
- [36] Aktas, A.; Dirikolu, M.: The Effect of Stacking Sequence of Carbon Epoxy Composite Laminates on Pinned-joint Strength, Composite Structures 62 (2003) H. 1. S. 107–111.
- [37] Quinn, W. J.; Matthews, F. L.: The Effect of Stacking Sequence on the Pin-Bearing Strength in Glass Fibre Reinforced Plastic, Journal of Composite Materials 11 (1977) H. 2. S. 139–145.
- [38] Kohlenstoff- und aramidfaserverstärkte Kunststoffe. Düsseldorf: VDI-Verlag 1977.

- [39] Naik, R. A.; Rews, J.: Stress Analysis Method for Clearance-fit Joints with Bearing-bypass Loads, *AIAA Journal* 29 (1991) H. 1. S. 89–95.
- [40] Military Handbook – MIL-HDBK-17-3F: Composite Materials Handbook. Volume 3: Polymer–Matrix Composites Materials Usage.
- [41] Walter, R.W.; Tuttle, M.M.: Investigation of Static and Cyclic Failure Mechanisms for GR/EP Laminates 1992.
- [42] McCarthy, M. A.; McCarthy, C. T.; Lawlor, V. P.; Stanley, W. F.: Three-dimensional Finite Element Analysis of Single-bolt, Single-lap Composite Bolted Joints: part I - Model Development and Validation, *Composite Structures* 71 (2005) H. 2. S. 140–158.
- [43] McCarthy, C. T.; McCarthy, M. A.: Three-dimensional Finite Element Analysis of Single-bolt, Single-lap Composite Bolted Joints: Part II - Effects of bolt-hole Clearance, *Composite Structures* 71 (2005) H. 2. S. 159–175.
- [44] Schürmann, H.; Elter, A.: Beitrag zur Gestaltung von Schraubverbindungen bei Laminaten aus Faser-Kunststoff-Verbunden, *Konstruktion* (2013) 1/2. S. 62–66.
- [45] Barzel, P.; Bollschweiler, M.; Smolik, C.: Die neue Fahrradtechnik: Material, Konstruktion, Fertigung. 1. Auflage. Bielefeld: BVA 2008.
- [46] Klötzer, J.: Stresstest, *TOUR* (2011) H. 6.
- [47] Deutsches Institut für Normung: Rennräder - Sicherheitstechnische Anforderungen und Prüfverfahren (März 2006) DIN EN 14781.
- [48] Nilges, P.: Lenkerende, *Bike* (2014) H. 05.
- [49] McKenna, S.; Hill, M.; Hull, M.: Fatigue of Clamped Connections with Application to a Stem-handlebar Assembly for off-road Bicycles, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 25 (2002) H. 10. S. 941–953.
- [50] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. Berlin: Springer 2006.
- [51] Steinhilper, W.; Sauer, B.: Konstruktionselemente des Maschinenbaus 2: Grundlagen von Maschinenelementen für Antriebsaufgaben. 7. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg 2012.
- [52] Nak-Ho, S.; Suh, N. P.: Effect of Fiber Orientation on Friction and Wear of Fiber Reinforced Polymeric Composites, *Wear* 53 (1979) H. 1. S. 129–141.
- [53] Vishwanath, B.; Verma, A. P.; Rao, C.: Effect of Reinforcement on Friction and Wear of Fabric Reinforced Polymer Composites, *Wear* 167 (1993) H. 2. S. 93–99.
- [54] Herrington, P. D.; Sabbaghian, M.: Factors Affecting the Friction Coefficients Between Metallic Washers and Composite Surfaces, *Composites* 22 (1991) H. 6. S. 418–424.
- [55] Matsunaga S, Matsubara T, Wang W-X, Takao Y. (Hrsg.): Effects of Reciprocation Number on the Friction Behaviors of Carbon/Epoxy for Various Fiber Orientations and high Contact Pressures 2001.
- [56] Schön, J.: Coefficient of Friction for Aluminum in Contact with a Carbon Fiber Epoxy Composite, *Tribology International* 37 (2004) H. 5. S. 395–404.
- [57] Lee, K. H.; Youn, J. R.: Friction and Wear Behavior of Short Fiber-reinforced Polyamide Composites, *Polymer Composites* 13 (1992) H. 3. S. 251–257.
- [58] Kishore, Sampathkumaran, P.; Seetharamu, S.; Murali, A.: Dry Sliding Wear Behavior of Glass-epoxy Composites, *Journal of Reinforced Plastics and Composites* (1999) H. 18.
- [59] Schutzrecht DE 000019921890 C1. Dr.-Ing. h.c. F. Porsche AG.

- [60] Schutzrecht DE 000002364275 A1. Bayrische Motoren Werke AG.
- [61] Schutzrecht DE 102008021636 B3. ESK Ceramics GmbH.
- [62] Schutzrecht DE 000010250788 A1. Rieter Ingolstadt Spinnereimaschinenbau AG.
- [63] Schutzrecht DE 202005018465 U1. Zepf, W.
- [64] Terrasi, G. P.: Mit Kohlenstoffasern vorgespannte Schleuderbetonrohre. Zürich 1998.
- [65] NASA: MSFC-STD-486B Standard, Threaded Fasteners, Torque Limits For. November 1992.
- [66] Kostreva, K. M.: Torque Limits for Composites Joined with Mechanical Fasteners, NASA/MSFC Ed 23 2002.
- [67] Thomas, F. P. und Zhao, Y. (Hrsg.): Torque Limits for Composites Joined with Mechanical Fasteners 2005.
- [68] Künne, B.: Einführung in die Maschinenelemente: Gestaltung, Berechnung, Konstruktion. 2. Auflage. Stuttgart: Teubner 2001.
- [69] VDI-Gesellschaft Entwicklung Konstruktion Vertrieb: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen (Februar 2003) H. VDI 2230. 1. Auflage.
- [70] Shivakumar, K. N.; Crews, J. H., Jr.: Bolt Clampup Relaxation in a Graphite/Epoxy Laminate, ASTM Symp. on the Long-Term Behavior of Composites (1982).
- [71] Friedrich, C.; Hubbertz, H.: Friction Behavior and Preload Relaxation of Fastening Systems with Composite Structures, Composite Structures 110 (2014). S. 335–341.
- [72] Caccese, V.; Berube, K. A.; Fernandez, M.; Daniel Melo, J.; Kabche, J. P.: Influence of Stress Relaxation on Clamp-up Force in Hybrid Composite-to-Metal Bolted Joints, Composite Structures 89 (2009) H. 2. S. 285–293.
- [73] Rieger, F.: Optimierung einer geschlitzten CFK-/Aluminium-Klemmverbindung mittels FE-Analyse. Kaiserslautern 2012.
- [74] Norm DIN EN ISO 527 Teil 4 07.97
- [75] Neitzel, M. (Hrsg.): Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung. 2. Auflage. München: Hanser Fachbuchverlag 2014.
- [76] Norm EN ISO 7091
- [77] Norm EN ISO 7089
- [78] ASTM D5961: 2013
- [79] Norm EN ISO 7093 Teil 1
- [80] Broser, J.: Effiziente Modellierungsansätze zur Abbildung der Schraubenverbindungen von CFK-Bauteilen. Kaiserslautern 2014.
- [81] Norm DIN 65562 05.91
- [82] ANSYS Inc.: Theory Manual for The Mechanical APDL and Mechanical Applications. Canonsburg, PA, USA.
- [83] Klein, B.: FEM: Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau. 8. Auflage. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage, Wiesbaden 2010.
- [84] Zedler, D.: Platzhalter - Keine Lappalie: Kleine Fehler bei der Einstellung von Sattelstützen können fatale Folgen haben, TOUR (2011) H. 6.

Liste betreuter Abschlussarbeiten

Rieger, F.: Experimentelle und simulative Untersuchung der Klemmung zwischen CFK-Rennradgabelschäften und Vorbauten aus Aluminium. Kaiserslautern, Technische Universität, Projektseminar, 2012

Rieger, F.: Optimierung einer geschlitzten CFK-/Aluminium-Klemmverbindung mittels FE-Analyse. Kaiserslautern, Technische Universität, Diplomarbeit, 2012

Ledwig, S.: FE-Modellierung einer Klemmverbindung zwischen einer CFK-Sattelstütze und einem Aluminium-Fahrradrahmen. Kaiserslautern, Technische Universität, Studienarbeit, 2013

Broser, J.: Effiziente Modellierungsansätze zur Abbildung der Schraubenverbindungen von CFK-Bauteilen. Kaiserslautern, Technische Universität, Studienarbeit, 2013

Liesenfeld, A.: Entwicklung von Lösungsansätzen für Befestigungselemente zur punktuellen Krafterleitung in FKV-Strukturen. Kaiserslautern, Technische Universität, Diplomarbeit, 2013

Schwalbach, C.: Betriebsfestigkeitsprüfung von CFK-Fahrradkomponenten. Kaiserslautern, Technische Universität, Studienarbeit, 2014

Kramer, L.: Bestimmung der zulässigen Flächenpressung von CFK mittels Schallemissionsprüfung. Kaiserslautern, Technische Universität, Diplomarbeit, 2015

