

*Marco Jenne*

**Vorspannkraftrelaxationsverhalten  
von Schraubenverbindungen mit  
endlosfaserverstärkten Kohlenstofffaser-  
Kunststoff-Verbunden sowie dessen  
Verbesserung**

Marco Jenne

**Vorspannkraftrelaxationsverhalten  
von Schraubenverbindungen mit  
endlosfaserverstärkten Kohlenstofffaser-  
Kunststoff-Verbunden sowie dessen  
Verbesserung**

## Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

## Impressum

### Umschlag:

Markus Bauer, *universi*

### Druck und Bindung:

UniPrint, Universität Siegen

Siegen 2023: *universi* – Universitätsverlag Siegen  
[www.uni-siegen.de/universi](http://www.uni-siegen.de/universi)

Gedruckt auf alterungsbeständigem holz- und säurefreiem Papier.

ISBN 978-3-96182-147-1

DOI: [doi.org/10.25819/ubsi/10310](https://doi.org/10.25819/ubsi/10310)

Die Publikation erscheint unter der  
Creative Commons Lizenz CC-BY-SA



**Vorspannkraftrelaxationsverhalten von  
Schraubenverbindungen mit endlosfaserverstärkten  
Kohlenstofffaser-Kunststoff-Verbunden sowie dessen  
Verbesserung**

DISSERTATION

zur Erlangung des Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von

M.Sc. Marco Franz Werner Jenne

eingereicht bei der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät der Universität Siegen

Siegen 2021

Betreuer und erster Gutachter

Prof. Dr.-Ing. Christoph Friedrich

Universität Siegen

Zweiter Gutachter

Prof. a.D. Dr.-Ing. Helmut Rapp

Universität der Bundeswehr München

Tag der mündlichen Prüfung

19. Juli 2022

## **Danksagung**

Die vorliegende Arbeit ist während meiner Tätigkeit bei der AUDI AG im Bereich Vorentwicklung Fügetechnik und Korrosionsschutz entstanden und wurde vom Lehrstuhl für Maschinenelemente, Verbindungstechnik und Produktinnovation der Universität Siegen betreut.

Ich bedanke mich herzlich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Christoph Friedrich, Leiter am Lehrstuhl für Maschinenelement, Verbindungstechnik und Produktinnovation der Universität Siegen, für die Betreuung und die Übernahme des Referates dieser Dissertation. Vor allem möchte ich mich für die interessanten, anregenden Diskussionen und das entgegengebrachte Engagement bedanken, welche für den Fortschritt der Arbeit sehr wertvoll waren.

Herrn Prof. a.D. Dr.-Ing. Helmut Rapp, ehemaliger Leiter des Instituts für Leichtbau der Universität der Bundeswehr München, danke ich vielmals für die Übernahme des Koreferats. Seine Anregungen waren sehr hilfreich für die finale Ausarbeitung der Arbeit.

Für die Unterstützung und die Freiheit bei der wissenschaftlichen Bearbeitung des Themas danke ich besonders meinem Betreuer seitens der AUDI AG, Dr.-Ing. Carsten Bär. Die zahlreichen Diskussionen ergaben wichtige Leitplanken für die Erstellung dieser Dissertation.

Weiterhin danke ich allen Kollegen, Praktikanten und Abschlussarbeitern, die mich tatkräftig bei der Bearbeitung des Themengebietes unterstützt haben und damit zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben.

Für die Möglichkeit zur Herstellung der benötigten Versuchsmaterialien möchte ich mich zudem herzlich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Berthold von Großmann sowie Herrn Dipl.-Ing. Florian Stettner der Technischen Hochschule Nürnberg bedanken. Während meines Studiums in Nürnberg wurde auch der Grundstein für die vorliegende Arbeit gelegt. Im Rahmen eines Forschungsprojektes während meines Masterstudiums konnte ich mich bereits tiefgreifend mit der Fügetechnik von faserverstärkten Kunststoffen befassen.

Besonders danke ich meinen Eltern, Wolfgang und Maria, sowie meiner Frau Ivana und meinen Kindern Amelie und Felix. Sie ermöglichten mir diesen Ausbildungsweg und gaben mir die nötige Freiheit, Kraft und Motivation. Meinem Onkel Michael danke ich für den unermüdlichen Glauben an mich und sein Interesse an diese Arbeit.

## Zusammenfassung

Konventionelle Verbindungstechniken für faserverstärkte Kunststoffe, wie bspw. Bolzenverbindungen, sind aufgrund der aufwändigen Vorarbeiten für die Anwendung im Großserien-Automobilbau ungeeignet. In der Fahrzeugmontage hat sich die konventionelle kraftschlüssig wirkende Schraubenverbindung etabliert.

In dieser Arbeit wird das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von konventionellen Schraubenverbindungen mit kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) im Klemmverband untersucht. An möglichst simpel gehaltenen Probekörperschraubungen, mit einem für die Serienfertigung geeigneten CFK im Klemmverband, wird der zeitliche Verlauf der Schraubenvorspannung unter Variation von Parametern wie bspw. Auslagerungstemperatur, Montagevorspannung, Faservolumengehalt, gemessen. Diese Messung erfolgt auf Basis der elastischen Längung der Schraube, welche mit einer optimierten taktilen Antastung und Wärmedehnungskompensation ermittelt wird. Die Messungen zeigen, dass mit üblichem Laminat bei Raumtemperatur ein vergleichbarer Verlust der Vorspannung zu erwarten ist, wie bei metallischen Werkstoffen. Mit steigender Temperatur und im Bereich üblicher Temperaturen in der automobilen Anwendung bis 120 °C, ist eine deutlich höhere Vorspannkraftrelaxation messbar. Ein Großteil des Verlustes tritt dabei bereits nach den ersten Temperaturzyklen und den ersten Stunden der Temperaturlagerung auf. Gründe dafür sind die Lastplastifizierung aufgrund Streckgrenzen-Erniedrigung mit steigender Temperatur, die Lastplastifizierung aufgrund der thermisch induzierten Zusatzkraft hervorgerufen durch den hohen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten des CFK und das mit steigender Temperatur zunehmende Werkstoffkriechen.

Auf Basis der Erkenntnisse aus den Vorspannkraftrelaxationsversuchen werden werkstoffliche, konstruktive und montageseitige Maßnahme zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation erarbeitet und untersucht. Eine Faserverstärkung in Laminatdickenrichtung mit dem Nähverfahren „Tufting“ (werkstoffseitig) bewirkt eine geringfügige Verringerung der Vorspannkraftrelaxation. Spannscheiben und mitverspannte Hülsen stellen eine effektive Möglichkeit dar, um die Verbindungsnachgiebigkeit zu erhöhen und die Vorspannkraftrelaxation zu verringern. Diese Maßnahmen sind bereits aus der gängigen Schraubenauslegung bekannt, aber zeigen auch bei CFK mit den relativ großen Plastifizierungsbeträgen Wirkung. Als besonders effektiv zeigen sich zwei montageseitige Verfahren, welche in der Arbeit Warmverschraubung und Warmvorpresse genannt werden. Mit beiden Verfahren lässt sich die Vorspannkraftrelaxation insbesondere nach den ersten Temperaturzyklen und den ersten Stunden der Auslagerung reduzieren, was auch einen nachhaltig positiven Effekt auf das Vorspannkraftniveau über die gesamte Produktlebensdauer hat.

## Abstract

Conventional joining technologies for fiber-reinforced plastics like rivet connections are not suitable for large-scale production in the automotive industry because of the high level of effort required to generate a reliable connection. It is common in the car assembly to use conventional force-locking bolted joints.

This work examines the preload relaxation behavior of conventional force-locking bolted joints with carbon fiber reinforced plastic (CFRP) in the clamping system. The relaxation was measured on a simple specimen of CFRP suitable for serial production with the variation of important parameters, like ambient temperature, preload, fiber volume content, etc. The measurement of the preload was done by an evaluation of the elastic length change of the screw with a tactile contacting and compensation of thermal elongations. The investigations show that bolted joints with CFRP and exposition at room temperature have a comparable preload relaxation behavior like conventional bolted joints with metal parts. With rising temperatures in the range of common car components until about 212 °F, a significant increase of the preload relaxation was detected. Most of the preload loss happens in the first hours of the temperature conditioning and the first temperature cycles. Reasons for this behavior are load plastifications because of a reduction of the yield strength with rising temperature, load plastifications because of thermal-induced additional forces due to the high thermal expansion coefficient of the CFRP, and increased creep deformation with increased temperature.

The findings of the preload relaxations test are the basis to define methods to reduce the preload relaxation. The methods are divided into mechanical, constructive, and assembly. Fiber reinforcement in the laminate thickness direction with the sewing method “tufting” leads to a slight reduction of the preload relaxation. The increased fiber content in thickness direction should lead to a clear increase of the positive effect. Belleville washers and sleeves incorporated into the bolted assembly are an effective way to raise the bolted joint resilience and therefore to reduce the preload relaxation. These solutions are well known from conventional bolted joints with metals in the clamping but also show good results with CFRP and the relatively high amounts of plastification. Two mounting methods have proved to be especially effective which are referred to as warmassembly and warmprepressing in this paper. Both procedures lead to a significant and sustainable reduction of the preload relaxation after the first temperature loading and also the complete product life.



## Inhaltsverzeichnis

<b>Danksagung</b> .....	<b>V</b>
<b>Zusammenfassung</b> .....	<b>VI</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>VII</b>
<b>Inhaltsverzeichnis</b> .....	<b>VIII</b>
<b>Bildverzeichnis</b> .....	<b>XI</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b> .....	<b>XIV</b>
<b>Abkürzungsverzeichnis</b> .....	<b>XV</b>
<b>Formelzeichenverzeichnis</b> .....	<b>XVI</b>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik</b> .....	<b>3</b>
2.1 Schraubenverbindungen.....	3
2.1.1 Einflüsse auf die Schraubenvorspannkraft.....	5
2.1.1.1 Setzen.....	6
2.1.1.2 Lokale Plastifizierung und Streckgrenzen-Erniedrigung.....	7
2.1.1.3 Werkstoffkriechen.....	8
2.1.2 Beurteilung der Schraubenvorspannung.....	10
2.1.2.1 Schraubmontage.....	10
2.1.2.2 Qualitätssicherung.....	17
2.1.2.3 Forschung und Entwicklung.....	18
2.2 Aufrechterhaltung der Schraubenvorspannung.....	18
2.3 Schraubenverbindungen mit Faser-Kunststoff-Verbunden.....	23
2.3.1 Vorspannkraftverhalten und Modelle zu dessen Beschreibung.....	25
2.3.1.1 Einfluss der Temperatur.....	26
2.3.1.2 Einfluss des Elastizitätsmoduls in Laminatdickenrichtung.....	28
2.3.1.3 Einfluss der Feuchte.....	28
2.3.1.4 Einfluss der Montagevorspannkraft.....	29
2.3.1.5 Einfluss des Faservolumengehaltes.....	30
2.3.1.6 Einfluss des Laminataufbaus.....	30
2.3.1.7 Einfluss Schraubenkopfform / Pressungsverteilung.....	31
2.3.1.8 Einfluss Nachziehen.....	32
2.3.1.9 Einfluss externer (zyklischer) Belastung.....	33
2.3.1.10 Modelle zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation.....	33
2.3.2 Ertragbare Kontaktflächenpressung von Faser-Kunststoff-Verbunden.....	37
<b>3 Zielstellung</b> .....	<b>43</b>

---

<b>4</b>	<b>Versuchsmethoden .....</b>	<b>47</b>
4.1	Auswahl einer Methode zur Messung der Schraubenvorspannung .....	47
4.1.1	Definition der Messaufgabe .....	47
4.1.2	Verfahren für die Messung der Schraubenvorspannung .....	49
4.1.3	Verlängerungsmessung als Verfahren zur Bestimmung der Schraubenvorspannung.....	50
4.1.3.1	Ultraschallvorspannkraftmessung (TOF-Methode).....	51
4.1.3.2	Verlängerungsmessung mit taktiler Antastung .....	52
4.1.4	Auswahl und Optimierung des Messsystems .....	53
4.1.4.1	Reproduzierbarkeit der Antastung.....	54
4.1.4.2	Hohe Systemgenauigkeit .....	56
4.1.4.3	Wärmedehnung des Messobjektes .....	60
4.2	Vorspannkraftrelaxationsmessungen an Prüfkörperverschraubungen .....	61
4.2.1	Schraubmontageverfahren und analytische Berechnung der Montagevorspannkraft.....	66
4.3	Untersuchung des Querdruckverhaltens .....	70
<b>5</b>	<b>Versuchswerkstoffe und deren Charakterisierung .....</b>	<b>72</b>
5.1	CFK-Versuchsteile .....	72
5.1.1	Versuchsplattenkonfiguration.....	74
5.1.2	Versuchsplattenfertigung .....	77
5.1.3	Spanende Bearbeitung der Prüfkörper.....	79
5.1.4	Faservolumengehalt der Laminare .....	80
5.1.5	Glasübergangstemperaturbereich der Laminare .....	81
5.1.6	Zugfestigkeit der Laminare.....	84
5.2	Schrauben .....	88
5.3	Muttern .....	89
<b>6</b>	<b>Querdruckverhalten des Laminates .....</b>	<b>90</b>
6.1	Optische Untersuchung der Verstärkungsstruktur nach Vorspannkraftrelaxation .....	90
6.2	Temperaturabhängiges Querdruckverhalten .....	94
<b>7</b>	<b>Vorspannkraftrelaxationsverhalten von CFK- Prüfkörperverschraubungen .....</b>	<b>101</b>
7.1	Verifizierung des „Shivakumar Modells“ zur Beschreibung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens .....	101
7.2	Einfluss des Klemmteilwerkstoffes bei wechselnder und konstanter Auslagerungstemperatur.....	104
7.3	Einfluss der Montagevorspannung und der Auflagefläche .....	108
7.4	Einfluss der Laminatdicke .....	111
7.5	Einfluss einer zyklischen axialen Belastung .....	114

---

7.6	Zusammenfassung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens .....	117
<b>8</b>	<b>Verringerung der Vorspannkraftrelaxation von Schraubenverbindungen mit CFK .....</b>	<b>119</b>
8.1	Werkstoffliche Maßnahmen.....	120
8.1.1	Einfluss der Schichtreihenfolge und Faservolumengehalt.....	120
8.1.2	Einfluss einer Faserverstärkung in Laminatdickenrichtung mit dem Verfahren „Tufting“ .....	122
8.2	Konstruktive Maßnahmen.....	126
8.2.1	Einfluss von mitverspannten Hülsen zur Klemmlängenerhöhung.....	126
8.2.2	Einfluss von Spannscheiben DIN 6796 .....	127
8.3	Montageseitige Maßnahmen.....	135
8.3.1	Vorgehensweise der Warmverschraubung und des Warmvorpressens .....	136
8.3.1.1	Warmvorpressen .....	136
8.3.1.2	Warmverschraubung .....	138
8.3.2	Montagevorspannung bei der Warmverschraubung .....	139
8.3.3	Einfluss der Pressung bei dem Warmvorpressen sowie Vergleich mit konventioneller Verschraubung und Warmverschraubung .....	141
8.3.4	Langzeitiges Vorspannkraftrelaxationsverhalten warmverschraubter Prüfkörper.....	144
8.3.5	Einfluss der Warmverschraubungstemperatur .....	146
8.3.6	Einfluss des Klemmlängenverhältnisses und der Laminatdicke.....	152
8.3.7	Einfluss der Laminatoberfläche .....	154
8.3.8	Einfluss wechselnder Umgebungstemperatur auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten warmvorgepresster Prüfkörper .....	155
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>158</b>
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>XVIII</b>

## Bildverzeichnis

Bild 1: Längenänderung von Schraube und verspannten Teilen sowie Verspannungs-diagramm (nach [Wie07] bzw. [Röt27]).....	4
Bild 2: Verspannungsschaubild „axial belastete Schraubenverbindung“ (nach [Wie07]) .....	5
Bild 3: Schädigungsmechanismen von Schraubenverbindungen (nach [Fri10]).....	6
Bild 4: Abhängigkeit der Restklemmspannung vom Elastizitätsfaktor $b$ (nach [Wie07]) .....	9
Bild 5: Strukturell bedingte Effekte eines FKV unter Querdruckbeanspruchung [nach And13].....	39
Bild 6: Schraubbarkeit von Bauteilen (Struktur nach <i>Haberling</i> [Hab04]).....	44
Bild 7: Untersuchte Maßnahmen zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation in Schraubenverbindungen mit CFK im Klemmverband.....	46
Bild 8: Prinzipieller Aufbau eines Vorspannkraftrelaxationsprüfkörpers im Querschnitt .....	48
Bild 9: exemplarischer zeitlicher Verlauf der Schraubenlänge während eines Vorspannkraftrelaxationstests .....	50
Bild 10: Kontaktarten zwischen Messtaster und Schraube (Voruntersuchungen) ..	52
Bild 11: Senkung (90 ° inkl. Nachbearbeitung) in den Versuchsschrauben.....	54
Bild 12: Einfluss der Messkraft auf die Längenmessung .....	55
Bild 13: Skizze des Messsystems und Einflüssen durch Wärmedehnung.....	56
Bild 14: Einfluss der Messtemperatur auf die Messgenauigkeit der Schrauben- vorspannung .....	60
Bild 15: Prüfkörper mit an der Schraube angeschweißtem Thermoelement Typ K	61
Bild 16: Abmessungen der standardmäßig verwendeten Vorspannkraftrelaxations- prüfkörper.....	62
Bild 17: Prinzipieller Aufbau der in dieser Arbeit untersuchten Prüfkörperver- schraubungen.....	63
Bild 18: Festlegung der Montagevorschrift für die Vorspannkraftrelaxationstests.	67
Bild 19: Schraubstation des Herstellers Schatz .....	68
Bild 20: Versuchsaufbau zur Prüfung des Querdruckverhaltens .....	70
Bild 21: Verwendete Faserhalbzeuge .....	73
Bild 22: Kavität zur Herstellung der Versuchsplatten .....	77
Bild 23: Exemplarische Laminatdickenverteilung einer Versuchsplatte.....	78
Bild 24: Spanende Herstellung der Prüfkörper aus einer Versuchsplatte.....	80
Bild 25: DMTA-Messung (Temperature Sweep) zur Bestimmung des Glasübergangs-temperaturbereichs $T_g$ .....	83
Bild 26: Versuchsplatte mit ausgefrästen Prüfkörpern .....	84
Bild 27: Zugproben zur Ermittlung der in-plane Eigenschaften.....	85
Bild 28: E-Modul $E$ der Lamine in abhängig der Prüfrichtung .....	85
Bild 29: Zugfestigkeit $R_m$ der Lamine abhängig der Prüfrichtung .....	86
Bild 30: Bruchdehnung $A$ der Lamine in abhängig der Prüfrichtung .....	86
Bild 31: Bruchbilder von Proben der Lamine „Kreuz“ .....	87

Bild 32: Bruchbilder von Proben der Laminat „Quasi 1“ .....	87
Bild 33: Zeichnung und Foto (mit Kegelsenkung) der Versuchsschrauben .....	89
Bild 34: Foto und Abmessungen der Mutter .....	89
Bild 35: Querschleiff vor und nach Vorspannkraftrelaxation.....	91
Bild 36: Querschleiff vor und nach Vorspannkraftrelaxation und Betrachtung einer freien Kante .....	93
Bild 37: Druckkegel und freie Schnittkante .....	94
Bild 38: Temperaturabhängiges Querdruckverhalten ermittelt an Werkstoffproben .....	96
Bild 39: Querdruckbruchspannung in Abhängigkeit von der Laminatkonfiguration und der Prüftemperatur .....	98
Bild 40: Querdruckmodul in Abhängigkeit von der Laminatkonfiguration und der Prüftemperatur ermittelt mit Methode „Tangentenmodul“ .....	99
Bild 41: Vergleich experimentell ermittelter Vorspannkraftrelaxation mit Modell nach <i>Shivakumar</i> [Shi82b].....	101
Bild 42: Vergleich experimentell ermittelter Vorspannkraftrelaxation und <i>Shivakumar</i> für unterschiedliche Bewertungszeiten der Vorausberechnung .....	103
Bild 43: Zeitliche Vorspannkraftverhalten bei veränderlicher Umgebungstemperatur und unterschiedlicher Klemmteilwerkstoffe ....	105
Bild 44; Vorspannkraftverhalten im Vergleich mit metallischen Werkstoffen .....	108
Bild 45: Einfluss der elastischen Montageverlängerung $f_0$ (analog Montage- vorspannung) auf die Vorspannkraftrelaxation .....	109
Bild 46: Einfluss des Schraube- und Mutterdurchmessers bei gleichbleibender Montageverlängerung .....	110
Bild 47: Unter Pressung stehendes Werkstoffvolumen abhängig der Laminatdicke .....	112
Bild 48: Einfluss der Laminatdicke durch Stapelung einzelner CFK-Proben .....	112
Bild 49: Einfluss der Laminatdicke durch Stapelung einzelner CFK-Proben (Vorspannung normiert auf einen Messpunkt bei 18,5 h Auslagerungsdauer) .....	113
Bild 50: Prüfaufbau (Prinzipskizze und Bild) .....	115
Bild 51: Vorspannkraftrelaxation bei überlagerter externer zyklischer Beanspruchung .....	116
Bild 52: Einfluss der Schichtreihenfolge und des Faservolumengehaltes bei unterschiedlichen Auslagerungstemperaturen .....	121
Bild 53: Aufbau, Nähbild und Parameter der z-Verstärkung mit Tufting .....	123
Bild 54: Mikroskopie und Bilder der Tufting-Verstärkung .....	124
Bild 55: Einfluss einer der z-Verstärkung „Tufting“ auf die Vorspannkraftrelaxation .....	125
Bild 56: Vorspannkraftrelaxation einer Klemmlängenerhöhung mit Stahlhülsen .	127
Bild 57: Spannscheiben DIN 6796 und deren Abmessungen .....	129
Bild 58: Druckprüfung an Spannscheiben DIN 6796 .....	130
Bild 59: Vorspannkraftrelaxationstest mit Spannscheiben DIN 6796 sowie die sich ergebende elastische Verlängerung $f_0$ der Schraube .....	131

---

Bild 60: Abdrücke der Spannscheibe auf der Laminatoberfläche (0 bis 3 Spannscheiben).....	133
Bild 61: Abdrücke der Spannscheibe auf der Laminatoberfläche (4 bis 6 Spannscheiben).....	134
Bild 62: Versuchsaufbau Warmverschraubung und Warmvorpresse.....	136
Bild 63: Versuchsaufbau, Druckstempel und exemplarischer Temperaturverlauf bei dem Warmvorpresse.....	137
Bild 64: Montageverlängerung im Vergleich bei konventioneller und Warmverschraubung .....	140
Bild 65: Vergleich des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von Warmverschraubung, Warmvorpresse und konventioneller Verschraubung .....	141
Bild 66: Plastische Verformung im warmvorgepressten Werkstoffbereich .....	143
Bild 67: Ablösungen durch zu hohe Kantenpressung.....	144
Bild 68: Langzeitverhalten warmverschraubter Prüfkörper .....	145
Bild 69: Einfluss der Warmverschraubungstemperatur.....	146
Bild 70: Dünnschnitte an CFK-Prüfkörpern.....	148
Bild 71: Mikroskop-Aufnahme (Querschnitt) einer bei 150 °C warmverschraubten Probe.....	148
Bild 72: Mikroskop-Aufnahme (Querschnitt) einer bei 180 °C warmverschraubten Probe.....	149
Bild 73: Mikroskop-Aufnahme einer bei 200 °C warmverschraubten Probe.....	150
Bild 74: Mikroskop-Aufnahme (Querschnitt) einer bei 215 °C warmverschraubten Probe.....	151
Bild 75: Einfluss einer Klemmlängenerhöhung auf die Warmverschraubung .....	152
Bild 76: Einfluss einer Laminatdickenerhöhung auf die Warmverschraubung.....	153
Bild 77: Einfluss der Deckschicht auf die Funktionalität der Warmverschraubung .....	155
Bild 78: Zeitliche Vorspannkraftverhalten bei veränderlicher Prüftemperatur und unterschiedlichen Vorbehandlungszustand (unbehandelt und warmvorgepresst) .....	156

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Daten der verwendeten Gelege .....	73
Tabelle 2: Lagenanordnung (Stacking) der Versuchsplatten .....	74
Tabelle 3: Faservolumengehalte der Versuchswerkstoffe bezogen auf eine nominale Laminatdicke von 4,2 mm .....	81
Tabelle 4: Querdruckmodul der Lamine bei Raumtemperatur und 80 °C (Wert in Klammern) ermittelt mit Methode „Tangentenmodul“ .....	100
Tabelle 5: Versuchsparameter .....	114
Tabelle 6: Restvorspannung in den ersten Stunden der Auslagerung bei unterschiedlicher Warmverschraubungstemperatur .....	147

## Abkürzungsverzeichnis

<b>Kürzel</b>	<b>Benennung</b>
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CFRP	Carbon fibre reinforced plastic
CLT	Klassische Laminattheorie
DMS	Dehnmessstreifen
DMTA	Dynamisch mechanisch thermische Analyse
DSC	Differential scanning calorimetry
DSPI	Digital speckle pattern interferometry
FGL	Formgedächtnislegierung
FDIC	Fast digital image correlation
FK	Festigkeitsklasse
FKV	Faserkunststoffverbund
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
MSV	Mehrschichtenverbund
NCF	Non crimp fabric
PA6	Polyamid 6
RFID	Radio frequency identification
RT	Raumtemperatur
RTM	Resin transfer moulding (Harzinjektionsverfahren)
SMC	Sheet moulding compound
TOF	Time of flight
UD	Unidirektional
UPM	Universalprüfmaschine
FVG	Faservolumengehalt des Laminates



## Formelzeichenverzeichnis

Formelzeichen	Benennung
$a$	Viskoelastische Vorspannkraftkonstante
$A$	Bruchdehnung (in Ebenenrichtung)
$A_{Auflage}$	Auflagefläche Schraube
$A_{ers}$	Ersatzquerschnitt
$A_s$	Nennspannungsquerschnitt Schraube
$b$	Elastizitätsfaktor Schraubenverbindung
$B$	Koeffizient der zeitabhängigen Kriechnachgiebigkeit nach [Ari95]
$c_f$	Federrate verspanntes System (gesamte Schraubenverbindung)
$c_p$	Federrate Klemmteil
$c_s$	Federrate Schraube
$c_w$	Federrate Spannscheibe
$d$	Schraubennennendurchmesser
$D_t$	Zeitabhängige Nachgiebigkeit Schraubenverbindung
$D_0$	Initiale elastische Nachgiebigkeit Schraubenverbindung
$D_1$	Viskoelastische Nachgiebigkeitskonstante Schraubenverbindung
$E$	E-Modul, allgemein
$E_d$	Querdruckmodul
$E_s$	E-Modul Schraube
$E_{klemm}$	E-Modul Klemmteil
$E'$	Speichermodul
$E''$	Verlustmodul
$R$	Spannungsverhältnis
$f$	Verlängerung, allgemein
$f_{dicht}$	Elastische Verformung der Dichtung
$f_p$	Elastische Stauchung (Dickenänderung) des Klemmteils
$f_{relax}$	Plastische Verformung durch Setzen, Krieche, Lastplastifizierung, etc.

---

$f_s$	Elastisch Schraubenverlängerung
$f_s(t)$	Zeitabhängige elastische Schraubenverlängerung
$f_{schr+fl}$	Summe aus elastischer Verformung von Schraube und Klemmteil (Flansch)
$f_{schr+fl+scheiben}$	Summe aus elastischer Verformung von Schraube, Klemmteil (Flansch) und Spannscheiben
$f_0$	Elastische Schraubenverlängerung nach der Montage
$F$	Kraft, allgemein
$F_a$	Externe, axial auf die Schraubenverbindung wirkende Kraft
$F_{kr}$	Klemmkraft in der Trennfuge der Verbindung
$F_{min}$	Minimal zulässige Vorspannkraft
$F_p$	Druckkraft auf das Klemmteil
$F_{pa}$	Plattenzusatzkraft
$F_{relax}$	Vorspannkraftverlust durch Vorspannkraftrelaxation
$F_s$	Schraubenvorspannkraft
$F_{sa}$	Schraubenzusatzkraft
$F_s(t)$	Zeitabhängige Schraubenvorspannkraft
$F_w$	Blockkraft einer Spannscheibe
$F_0$	Schraubenvorspannkraft nach der Montage
$h_{max}$	Maximaler Federweg der Spannscheibe (bis zur Blockkraft $F_w$ )
$h$	Federweg der Spannscheibe
$l_d$	Dehnlänge einer Schraube
$l_k$	Klemmlänge
$l_{20^\circ C}$	Länge der Schraube rückgerechnet auf eine Temperatur von 20 °C
$m_{ges}$	Prozentualer Faservolumengehalt des Laminates
$m$	Viskoelastischer Exponent nach [Shi82b]
$M_d$	Montagedrehmoment
$M_l$	Lösedrehmoment
$M_n$	Nachziehdrehmoment
$M_w$	Wiederanzugsdrehmoment

---

$n$	Anzahl Wiederholungsmessungen Vorspannkraftrelaxation
$n_m$	Montagedrehzahl bei der Schraubmontage
$p$	Kontaktflächenpressung, allgemein
$p_g$	Maximal zulässige Kontaktflächenpressung (Grenzflächenpressung)
$R$	Spannungsverhältnis
$R_m$	Zugfestigkeit (in Ebenenrichtung)
$t$	Auslagerungszeit
$t_{lam}$	Laminatdicke
$T$	Versuchstemperatur
$T_g$	Glasübergangstemperatur
$T_{g1}$	Glasübergangstemperatur (ermittelt bei erstem Versuchsdurchlauf)
$T_{g2}$	Glasübergangstemperatur (ermittelt bei zweitem Versuchsdurchlauf)
$T_{mess}$	Temperatur bei Messung der Schraubenlänge
$T_s$	Schmelztemperatur
$\Delta T$	Temperaturdifferenz
$z$	Anzahl von Spanscheiben in einer Schraubenverbindung
$\alpha$	Thermischer Längenausdehnungskoeffizient, allgemein
$\alpha_{t\_Schraube}$	Thermischer Längenausdehnungskoeffizient Schraube
$\beta, \gamma$	Koeffizienten nach [Pel05]
$\delta$	Mechanischer Verlustfaktor bzw. Phasenversatz
$\delta_p$	Klemmteilmachgiebigkeit
$\delta_s$	Schraubennachgiebigkeit
$\varepsilon_1$	Dehnung einer Einzelschicht in 1-Richtung (Faserrichtung)
$\varepsilon_2$	Dehnung einer Einzelschicht in 2-Richtung (quer zur Faserrichtung, Ebene)
$\varepsilon_d$	Stauchung bei Druckversuch
$\varepsilon_{kriech}$	Kriechdehnung
$\varepsilon(t)$	Zeitabhängige Dehnung

---

$\rho_{faser}$	Dichte der Kohlenstofffaser
$\sigma_3$	Spannung in 3-Richtung (Laminatdickenrichtung)
$\sigma_{1,f}$	Spannung in 1-Richtung in der Faser (Faserrichtung)
$\sigma_{1,m}$	Spannung in 1-Richtung in der Matrix (Faserrichtung)
$\sigma_{3,Bruch}$	Querdruckbruchspannung
$\tau_{13}$	Interlaminare Schubspannung
$\varphi$	Faservolumengehalt
$\vartheta$	Drehwinkel der Schraube bei der Montage



# 1 Einleitung

Das Fügeverfahren „Schrauben“ zählt zu den etablierten und häufig genutzten Verbindungsverfahren in der Automobilindustrie. Die Schraubenverbindung bietet viele Vorteile bei der Konstruktion, Produktion und im Service und es existiert umfangreiches Wissen zur Auslegung. Trotz der vielen Vorteile wird immer wieder vom Versagen von Schraubenverbindungen berichtet. Es wird davon ausgegangen, dass über 50 % der Garantiekosten der Automobilindustrie direkt und indirekt mit fehlerhaften Schraubenverbindungen zusammenhängen [NN21]. Die Ursachen dafür können vielfältig sein. Mit dem Trend zum Leichtbau werden Werkstoffe im Automobilbau eingesetzt, deren Erfahrungsschatz in Bezug auf Schraubenverbindungen begrenzt ist, was das Versagensrisiko erhöht.

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) und insbesondere kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff (CFK) werden in der Automobilindustrie ausgehend von reinen Außenhautanwendungen zunehmend auch für strukturell tragende Bauteile verwendet. Ursächlich sind seine herausragenden spezifischen mechanischen Eigenschaften, welche analog zur Luft- und Raumfahrt eine deutliche Massereduzierung versprechen. CFK wird seit seinem Aufkommen in der Luft- und Raumfahrt in der strukturellen Anwendung vornehmlich mit formschlüssig wirkenden Bolzenverbindungen gefügt. Seit jeher besteht jedoch auch der Bedarf, CFK mit klassischen Schraubenverbindungen, also kraftschlüssig, zu fügen.

In dieser Arbeit wird das Verhalten von kraftschlüssig wirkenden Schraubenverbindungen mit für den Automobilbau relevanten kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen als Klemmteil untersucht. Das Laminat wird dabei in Laminatdickenrichtung von der Schraubenvorspannkraft belastet. Im Fokus der Untersuchungen steht das zeitliche Vorspannkraftverhalten, das so genannte Vorspannkraftrelaxationsverhalten. Bereits existierende Untersuchungsergebnisse lassen insbesondere keine Aussagen zu wichtigen Einflussfaktoren und Möglichkeiten zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation zu. Weiterhin ist das temperaturabhängige Querdruckverhalten von CFK kaum untersucht, aber wichtig für die konstruktive Auslegung der Schraubenverbindung.

Anhand von exemplarischen Prüfkörperverschraubungen werden in dieser Arbeit Einflüsse auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten untersucht. Zur Messung der Schraubenvorspannung wird dazu die etablierte Längenmessung mit taktile, beidseitiger Antastung der Schraube gewählt, welche für die hochgenaue Messung von sehr geringen Schraubenverlängerungen optimiert wurde. Aus den Ergebnissen der Vorspannkraftrelaxationsmessungen wurden konstruktive, werkstoffliche und montageseitige

Verbesserungsmaßnahmen erarbeitet, deren Wirksamkeit ebenfalls an exemplarischen Prüfkörperverschraubungen untersucht wird.

Das Querdruckverhalten von Werkstoffproben wird im Querdrucktest unter erhöhter Temperatur untersucht, um Rückschlüsse auf die Beanspruchbarkeit ziehen zu können. Einen Eindruck von den Umlagerungsvorgängen im Werkstoff, hervorgerufen durch die Belastung der Schraubenvorspannkraft, liefern mikroskopische Untersuchungen der Werkstoffstruktur im Querschliff.

## 2 Stand der Technik

In den folgenden Unterkapiteln wird zunächst auf die grundsätzliche Funktionsweise von Schraubenverbindungen und insbesondere die Bedeutsamkeit der Schraubenvorspannkraft eingegangen. Es wird ein Überblick gegeben, wie diese ermittelt werden kann und welche Maßnahmen hinsichtlich der Erhaltung der Schraubenvorspannkraft positiv sind. Anschließend wird der Forschungsstand zu Schraubenverbindungen mit faserverstärktem Kunststoff im Klemmverband zusammengefasst.

### 2.1 Schraubenverbindungen

Das Schrauben als elementares Fertigungs- bzw. Montageverfahren gehört laut DIN 8593 Teil 0 [Din01] zur Untergruppe „An- und Einpressen“ der Hauptgruppe „Fügen“ [Fel14]. Die während der Montage aufgebrachte Schraubenvorspannkraft  $F_s$  verlängert die Schraube um den Betrag  $f_s$ . Das oder die Klemmteile werden ebenfalls durch die Schraubenvorspannkraft  $F_s$  belastet und um den Betrag  $f_s$  gestaucht. Der Zusammenhang zwischen Schraubenvorspannkraft und Längenänderung wird üblicherweise als linear angenommen. Aufgetragen in einem Diagramm mit der Kraft  $F$  auf der Ordinate und der Längenänderung  $f$  auf der Abszisse ergibt sich das sogenannte Spannungsschaubild (Verspannungsdreieck), welches in dieser Form von *Rötscher* [Röt27] eingeführt wurde (Bild 1). Die Proportionalitätskonstanten sind die Nachgiebigkeiten der Schraube  $\delta_s$  und des Klemmteils  $\delta_p$ .



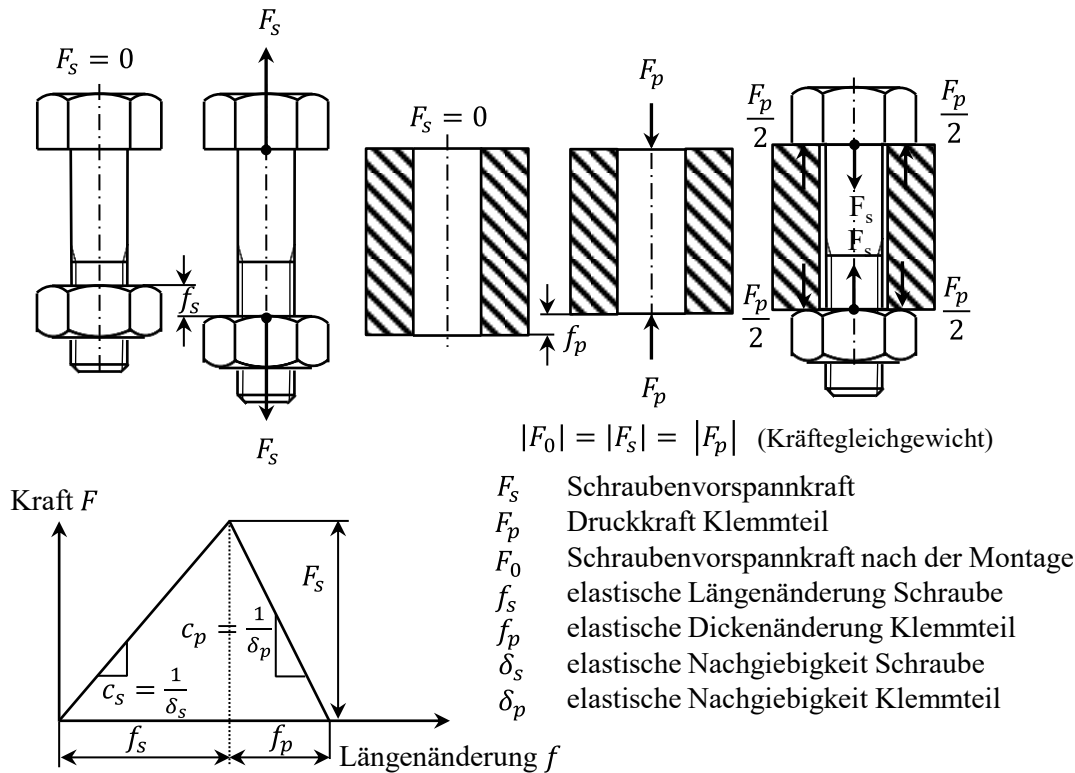


Bild 1: Längenänderung von Schraube und verspannten Teilen sowie Verspannungsdiagramm (nach [Wie07] bzw. [Röt27])

Das in Bild 1 dargestellte Verspannungsschaubild stellt das Gleichgewicht im Fall einer vorgespannten Verbindung ohne externe Lastbeaufschlagung dar (sogenannter „reiner Vorspannkraftfall“). Im Betriebsfall, also unter externer Belastung, wird sowohl die Schraube als auch das Klemmteil zusätzlich beansprucht (siehe Bild 2 für den Fall einer externen Zugkraft in Schraubenlängsrichtung).

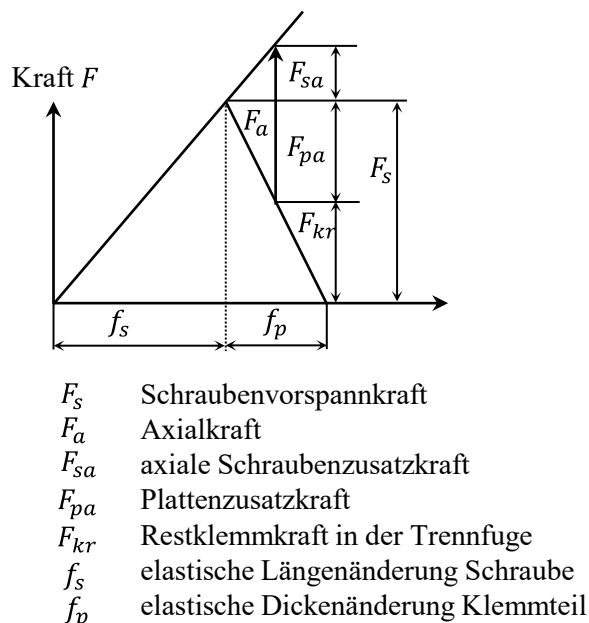


Bild 2: Verspannungsschaubild „axial belastete Schraubenverbindung“ (nach [Wie07])

Die externe Zug-Betriebskraft  $F_a$  bewirkt eine zusätzliche Zug-Beanspruchung der Schraube, welche Schraubenzusatzkraft  $F_{sa}$  bezeichnet wird. Gleichzeitig verringert sich die Druck-Beanspruchung des Klemmteils um die Plattenzusatzkraft  $F_{pa}$ . Die Restklemmkraft in der Trennfuge verringert sich.

Eine externe axiale Betriebskraft führt folglich im Verspannungssystem einer Schraubenverbindung nicht zu einer äquivalenten Zusatzbeanspruchung der Schraube um diesen Betrag, sondern zu einer anteiligen Zusatzbeanspruchung um einen wesentlich geringeren Betrag. Das ist der Grund, weshalb die vorgespannte Schraubenverbindung eine wesentlich höhere (dynamische) Beanspruchung ertragen kann, als ohne Vorspannung. Geht die Schraubenvorspannkraft einer Schraubenverbindung so weit verloren, dass die Klemmkraft in der Trennfuge durch die Betriebskraft aufgehoben wird, so muss ab diesem Punkt 100 % der externen axialen Betriebskraft von der Schraube ertragen werden. Die sogenannte „Abhebegrenze“ wird überschritten.

Für die Funktionalität der Schraubenverbindung ist es somit von zentraler Bedeutung, dass die Schraubenvorspannkraft erhalten bleibt, bzw. ein Mindestmaß nicht unterschreitet. In der praktischen Anwendung ist sie jedoch über der Produktlebensdauer nicht konstant. In den folgenden Unterkapiteln werden die Haupteinflüsse auf die Schraubenvorspannkraft näher betrachtet.

### 2.1.1 Einflüsse auf die Schraubenvorspannkraft

Eine zu geringe Schraubenvorspannkraft, hervorgerufen durch einen Vorspannkraftverlust, kann zu einem Funktionsverlust der Schraubenverbindung führen. Als ursächlich für den Vorspannkraftverlust von Schraubenverbindungen wird das Zusammenwirken

von Einzeleffekten beschrieben, welches zu einem komplexen Entspannungsvorgang führt [68a]. Das gilt umso mehr für Schraubenverbindungen im Leichtbau mit Leichtbauwerkstoffen. Bild 3 fasst die Schädigungsmechanismen bei Schraubenverbindungen im Betrieb nach [Fri10] zusammen.

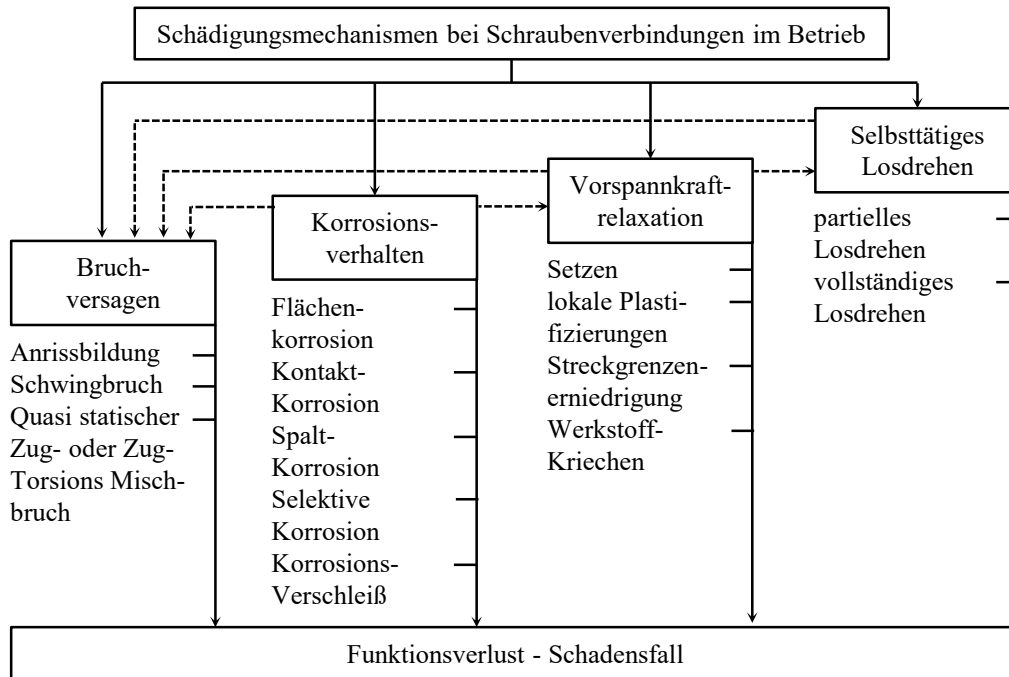


Bild 3: Schädigungsmechanismen von Schraubenverbindungen (nach [Fri10])

Die Schädigungsmechanismen lassen sich grundsätzlich in Bruchversagen, Korrosionsverhalten, Vorspannkraftrelaxation und Selbsttätiges Losdrehen unterteilen. Die Mechanismen können sich gegenseitig beeinflussen. Eine von Vorspannkraftrelaxation betroffene Schraubenverbindung ist beispielsweise bruchgefährdet, wenn die Schraubenvorspannkraft so weit sinkt, dass die Abhebegrenze überschritten wird. Zusätzlich ist sie gefährdet für selbsttätiges Losdrehen, da der Kraftschluss bei Querbelastung überschritten werden kann, was das selbsttätige Losdrehen fördert.

Die primäre Ursache für ein Bruchversagen oder selbsttätiges Losdrehen sind häufig die Vorspannkraftrelaxation, weshalb auf diese folgend näher eingegangen wird. Unter diesem Überbegriff lassen sich Verluste durch Setzen, lokale Plastifizierung, Streckgrenzenerniedrigung und Werkstoffkriechen zusammenfassen:

#### 2.1.1.1 Setzen

Setzkraftverluste entstehen bereits bei Beanspruchungen unterhalb der Werkstofffließgrenze. Oberflächenrauigkeiten an den Kontaktstellen Kopfauflagefläche, Mutteraufgabefläche, Gewindekontakt Mutter/Schraube, Trennfuge/n werden eingeebnet bzw. plastifiziert [Wie07]. Diese Plastifizierung reduziert die elastische Vorspannung in der Verbindung und resultiert folglich in der sogenannten Setzkraft, welche beeinflusst

wird von dem Anzugsverfahren, der Festigkeit der Komponenten, deren Rauigkeit, der Flächenpressung, der Art und Größe der Beanspruchung, der Temperatur und der Nachgiebigkeit der Komponenten [Wie07]. Die Zeitdauer, in welcher Setzprozesse auftreten, ist nicht eindeutig geklärt und schwer bestimmbar, da Setzen von anderen Mechanismen überlagert wird. Insbesondere bei den derzeit üblichen hochvorgespannten Schraubenverbindungen mit metallischen Klemmteilen ist mit einem raschen Abklingen des Setzens nach der Montage auszugehen, da eine gute Oberflächenanpassung schon während der Schraubmontage eintritt. Oft ist jedoch bei der ersten externen Belastung mit einem weiteren Setzen zu rechnen, da sich durch die Zusatzbeanspruchung die Oberflächen weiter anpassen. Nach [Wie65] stellt sich an axial schwingend belasteten Verbindungen bereits nach drei bis fünf Lastwechseln ein erheblicher Teil des Gesamtsetzbetrages ein. Dieser starke Effekt beruht jedoch darauf, dass Schraubenverbindungen zum Zeitpunkt der Untersuchungen im Vergleich zu heute gering vorgespannt waren. Bei höherer Vorspannung, und damit höher elastischer Verformung in der Verbindung, sinkt der prozentuale Verlust an Vorspannung bei einem konstanten Setzbetrag.

#### 2.1.1.2 Lokale Plastifizierung und Streckgrenzen-Erniedrigung

Eine weitere Ursache für einen Vorspannkraftverlust ist die Plastifizierung. Im Unterschied zum Setzen wird hiermit nicht nur eine Einebnung und Oberflächenanpassung bezeichnet, sondern eine deutliche Plastifizierung von Schraube, Klemmteil oder Gewindeteil. Diese tritt erst bei Überschreitung der lokalen temperaturabhängigen Werkstoffstreckgrenze auf und wird durch folgende Ereignisse hervorgerufen:

- **Stark temperaturabhängiges Materialverhalten:** Bei Werkstoffen mit stark temperaturabhängigem Materialverhalten kann eine Temperaturerhöhung zur Streckgrenzen-Erniedrigung führen. Bei gegebener Vorspannkraft in dem verspannten System der Schraubenverbindung kann dann bereits die Streckgrenze einer Komponente überschritten werden, was zur Plastifizierung und das wiederum zum Verlust von Vorspannung führt.
- **Überlastung in Folge thermischer Dehnung:** Werden Werkstoffe mit unterschiedlichem thermischen Längenausdehnungskoeffizienten verspannt, so tritt bei einer Temperaturänderung eine thermisch induzierte Vorspannkraftänderung auf. Diese kann so hoch sein, dass eine Komponente der Verbindung plastifiziert und folglich die Schraubenvorspannkraft abfällt.
- **Überbeanspruchung:** Schraube, Mutter oder Klemmteil können durch die externen Zusatzkräfte plastifizieren und folglich verringert sich die Schraubenvorspannung.

### 2.1.1.3 Werkstoffkriechen

In verspannten Systemen, wie der Schraubenverbindung, führt das Werkstoffkriechen zur Vorspannkraftrelaxation. Grundsätzlich stellt sich bei der Montage von Schrauben eine elastische Gesamtverformung, zusammengesetzt aus der elastischen Verlängerung der Schraube und der elastischen Kompression des Klemmteils, ein. Bedingt durch Werkstoffkriechen wird diese sukzessive um die plastische (Kriech)Verformung verringert, was bedeutet, dass die elastische Verformung und somit die Schraubenvorspannkraft sukzessive sinken. Der Vorgang der Verringerung der elastischen Verformung bei konstanter Gesamtverformung wird als Relaxation bezeichnet [Bee73]. Bei Schraubenverbindungen tritt keine Relaxation nach dieser Definition ein, da mit dem Abfall der Schraubenvorspannkraft auch die Gesamtverformung reduziert wird. Es tritt eine Mischung aus Kriechen und Relaxation auf. Ursächlich für den durch Kriechen auftretenden Vorspannkraftverlust können Kriechbeträge aus allen unter Pressung stehenden Komponenten (Schraube, Einschraubteil, Klemmteil/e, Beschichtungen, Dichtungen) der Verbindung sein. Schraubfälle, bei denen dem Kriechen in der Auslegung Beachtung geschenkt werden muss, sind beispielsweise Hochtemperaturverschraubungen (Kraftwerksbau), Verschraubungen von Leichtmetallkomponenten aus Aluminium und Magnesium, Verschraubungen mit Aluminiumschrauben, Verschraubungen beschichteter Bauteile und elektrischen Kontaktverschraubungen.

Die beschriebenen Schädigungsmechanismen der Vorspannkraftrelaxation haben gemeinsam, dass sie den Betrag der elastischen Verformung der Schraubenverbindung, und somit die Schraubenvorspannkraft, verringern. Mit der sinkenden Schraubenvorspannkraft geht eine Entspannung/Rückfederung der Klemmteile bzw. verspannten Teil einher, welche dem Vorspannkraftverlust entgegenwirkt [Wie07]. Der sich einstellende Vorspannkraftverlust ist abhängig von dem Rückfederungsverhalten der verspannten Teile und somit von deren elastischer Plattennachgiebigkeit  $\delta_p$  [Wie07]. Das wird mit dem Nachgiebigkeitsfaktor  $b$  berücksichtigt, welcher sich folgendermaßen berechnet:

$$b = \frac{\delta_s + \delta_p}{\delta_s} \quad 1$$

Bild 4 zeigt die Restklemmspannung (Restvorspannkraft) abhängig der Versuchsdauer für unterschiedliche Beträge des Nachgiebigkeitsfaktors  $b$ .

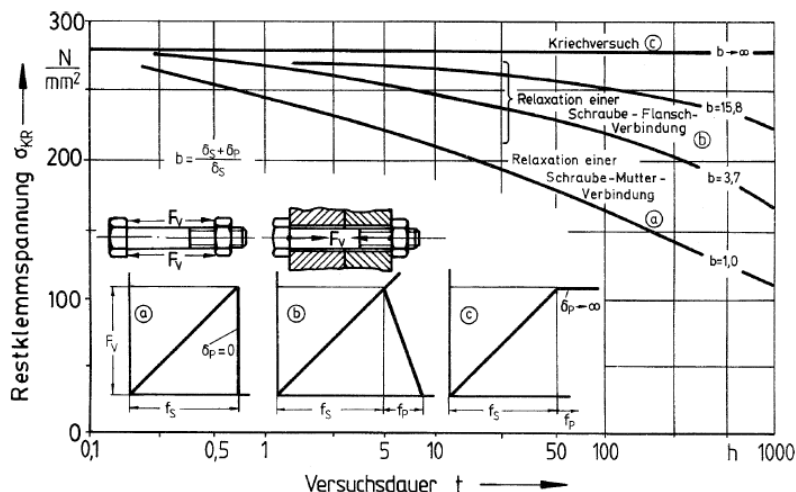


Bild 4: Abhängigkeit der Restklemmspannung vom Elastizitätsfaktor  $b$  (nach [Wie07])

Folgende Extremwerte lassen sich unterscheiden:

- $b \rightarrow \infty$  Es tritt keine Vorspannkraftrelaxation auf und die Schraubenvorspannkraft bleibt zeitlich konstant, da die Rückfederung der verspannten Teile die Verformung ausgleicht. Dieser Zustand entspricht dem eines Zeitstandversuches bzw. Kriechversuches (konstante Last und zunehmende Verformung).
- $b \rightarrow 1$  Die Vorspannkraftrelaxation ist maximal, da keine elastische Rückfederung der verspannten Teile eintritt. Der Zustand entspricht dem eines Relaxationsversuches mit konstanter Gesamtverformung, aber sich reduzierender elastischer Verformung und damit reduzierender Schraubenvorspannkraft.

Der Elastizitätsfaktor realer Schraubenverbindungen liegt zwischen diesen beiden Maxima. Mit steigender elastischer Nachgiebigkeit des Klemmteils  $\delta_p$  und steigender elastischen Nachgiebigkeit  $\delta_s$  der Schraube sinkt der Vorspannkraftverlust durch Vorspannkraftrelaxation  $F_{relax}$ . Bei gegebener plastischer Verformung  $f_{relax}$  aufgrund Kriechen oder Lastplastifizierung ergibt sich somit abgänglich von den elastischen Nachgiebigkeiten der Vorspannkraftverlust  $F_{relax}$  der Schraubenverbindung:

$$F_{relax} = \frac{f_{relax}}{\delta_s + \delta_p} \quad 2$$

In diesem Kapitel wurden Schädigungsmechanismen und Einflüsse auf die Schraubenvorspannkraft beschrieben. Im folgenden Kapitel werden Verfahren zur Beurteilung und Messung der Schraubenvorspannung aufgezeigt, da diese die Grundlage zur Beurteilung der Schraubenvorspannkraftrelaxation sind.

## 2.1.2 Beurteilung der Schraubenvorspannung

Die Kenntnis über die Schraubenvorspannung ist von großer Bedeutung für die Auslegung, Konstruktion, Entwicklung, Prozesssicherung als auch die Qualitätskontrolle. Nachfolgend wird ein Überblick über in der Praxis etablierte, als auch im Rahmen der Forschung untersuchten Methoden zur Bewertung des Verspannungszustandes von Schraubenverbindungen gegeben. Die dabei erarbeitete Wissensbasis bildet die Grundlage für die Auswahl einer geeigneten Messmethode für die eigens durchgeführten Vorspannkraftmessungen an Prüfkörperverschraubungen. Folgend wird zwischen der Beurteilung der Schraubenvorspannung in der Schraubmontage, der Qualitätssicherung und im Rahmen der Forschung und Entwicklung unterschieden und in den Unterkapiteln näher darauf eingegangen.

### 2.1.2.1 Schraubmontage

Die Beurteilung der Schraubmontage hat eine große praktische Bedeutung. Es muss sichergestellt werden, dass die Schraube eine Mindestvorspannkraft erzeugt, um die Funktionalität zu erfüllen. Die Schraubenvorspannkraft wird während der Schraubmontage erzeugt und kann nicht direkt gemessen werden. Vielmehr werden Hilfsgrößen gemessen, mit welchen auf die Schraubenvorspannkraft rückgeschlossen wird. Folgende Verfahren haben sich etabliert:

- Messung des Montagedrehmomentes

Das Montagedrehmoment einer Schraube hat im elastischen Verformungsbereich und nach dem vollständigen aneinander Fügen der Bauteile einen linearen Zusammenhang zu der Schraubenvorspannkraft. Das aufgebrachte Montagedrehmoment wird in dem Schraubwerkzeug gemessen und dieses danach geregelt. Da die drehmomentgesteuerte Schraubmontage ein technisch relativ simpel zu realisierendes Verfahren ist, ist es das in der automobilen Großserienfertigung am häufigsten verwendete Schraubmontageverfahren.

- Messung des Montagedrehwinkels

Die Messung des Montagedrehmomentes hat den Nachteil, dass die resultierende Schraubenvorspannkraft abhängig von der Reibung (Gewindereibung und Unterkopfreibung) ist. Eine relativ hohe Vorspannkraftstreuung bei verändertem Reibwert ist die Folge. Genauere Ergebnisse lassen sich erzielen, wenn die Montage drehwinkelgesteuert erfolgt. Die Schraubenvorspannkraft ist damit unabhängig von der Unterkopfreibung und die Schraube wird aufgrund des geometrischen Zusammenhangs zwischen Drehwinkel (aufgrund der Gewindesteigung) und Schraubenvorspannkraft vorgespannt. Häufig wird die Schraube auch soweit gedreht, dass sie sich plastisch verformt. Der Gradient von Schraubenvorspannkraft zu Drehwinkel ist dann geringer, was für eine noch geringere Vorspannkraftstreuung nach der Montage sorgt.

- Mitverspannte Zusatzelemente oder Spezialschrauben

Ist die Messung von Drehmoment oder Drehwinkel nicht möglich, so kann mit speziellen, mitverspannten Zusatzelementen oder Spezialschrauben die korrekte Montage sichergestellt werden. Ein häufiger Einsatzbereich sind große Schraubenverbindungen im Kraftwerksbau, im Stahlbau sowie bei dem Bau von Windenergieanlagen. Folgend werden einige technische Realisierungen kurz beschrieben.

Sogenannte „Preload indicating washers“ sind Unterlegscheiben, welche sich bei einer definierten Last plastisch verformen. Diese Verformung kann visuell oder mit einem Messmittel (bspw. Fühlerlehre) erkannt werden, woraufhin der Montagevorgang gestoppt wird. *Klein* [Kle59] entwickelte spezielle Schraubenköpfe, welche vorspannkraftabhängig zwei unterschiedliche Auflagezustände auf dem Klemmteil erzeugen. Der geänderte Reibdurchmesser erhöht das Montagedrehmoment, was zur Detektion der korrekten Montage genutzt wird.

Schrauben des Herstellers „Industrial Indicators“ vom Typ „Smartbolts“ [NN20] ermöglichen es, die korrekte Montage über einen sich verfärbenden Farbpunkt auf dem Schraubenkopf zu überprüfen. Dieses System bietet im Betrieb des jeweiligen Bauteils eine schnelle visuelle Kontrolle des Verspannungszustandes der Verbindung.

Unter der Kategorie „mitverspannte kraftmessende Zusatzelemente“ kann man auch die Messung der Schraubenvorspannkraft mit Spannscheiben aufführen. *Sarisley* [Sar90] bewertet damit das Vorspannkraftverhalten von Schraubenverbindungen in Holzstrukturen. Bei bekanntem Kraft/Weg-Verlauf der Spannscheiben kann durch eine Verformungswegmessung der Spannscheiben auf die Schraubenvorspannkraft geschlossen werden.

Häufig werden auch kraftmessende, mitverspannte Zusatzelemente, wie bspw. Kraftmessringe, genutzt [Tom00, Her15, Cac09, Ger09]. Das trifft auf große Schraubenverbindungen bspw. im Kraftwerksbau zu, bei welchen das Zusatzelement in der Verbindung verbleiben kann und auch im Fall von Kraftmessringen dazu genutzt wird, die Verbindung im Betrieb zu kontrollieren. Ihr Messprinzip beruht für gewöhnlich entweder auf der Dehnungsmessung mit Dehnmessstreifen (DMS) oder dem piezoresistiven Effekt mit einem Piezo-Sensor. Kraftmessringe beeinflussen das mechanische und thermische Verhalten der Schraubenverbindung. Aufgrund ihrer Eigennachgiebigkeit und der Klemmlängenerhöhung wird der eigentliche Schraubfall mechanisch verändert. Kraftmessringe sind gewöhnlich aus Stahl gefertigt. Das unterschiedliche thermische Ausdehnungsverhalten sorgt insbesondere bei Aluminiumverschraubungen für eine geänderte Reaktion der Schraubenvorspannkraft auf Temperaturänderungen. Um die beschriebenen Nachteile abzuschwächen, wurden bzw. werden Kraftmessringe mit immer kleineren geometrischen Abmessungen entwickelt. Primär für die Schraubmontage wurde die Messunterlegscheibe „Boltvalid“ [Tho14]



entwickelt, welche prinzipbedingt auch während des Betriebes in der Verbindung verbleibt. Das Fraunhofer IST forscht an einer messenden Unterlegscheibe mit piezoresistivem Dünnschichtsensor und berührungsloser RFID Signalübertragung [NN04]. Ein Messsystem mit besonders geringen Abmessungen (Dicke 0,35 mm) ist der „Tactilus Bolt Switch“ der Firma „Sensor Products Inc.“ [NN03].

Ohne die Verwendung eines Drehmomentschlüssels kann ein definiertes Montage-drehmoment durch den Einsatz von sogenannten Abreißschrauben eingehalten werden. Bei einem definierten Drehmoment schert ein Teil des Schraubenkopfes ab. Die Lösbarkeit der Schraube ist in der Regel nur eingeschränkt möglich.

- Akustische Emission

*Klingel* [Kli02] entwickelte ein Schraubmontageverfahren, bei welchem der Montagevorgang über die akustische Emission der Schraube während der Montage selbst gesteuert wird. Erreicht wurde damit eine Montagevorspannkraftstreuung von  $\pm 10\%$ , was eine Verbesserung zur konventionellen drehmomentgesteuerten Montage darstellt.

Auf der Basis von akustischen Oberflächenwellen bewerteten *Marouani et. al.* [Mar12] den Verspannungszustand von Schraubenverbindungen. Mit einem Oberflächenwellen-Generator wurde eine Welle in Richtung der Schraubenverbindung in das Klemmteil eingekoppelt. Die Reflektion dieser Welle ist abhängig von dem Verspannungszustand der Schraube. Die Methode ermöglicht dabei nicht nur die reine Unterscheidung zwischen gelöstem und montiertem Zustand, sondern auch eine Quantifizierung des Vorspannkraftzustandes. Zur genauen Vorspannkraftmessung wird das System dennoch nicht geeignet sein.

*Fuchs* [Fuc15] wählte ebenfalls eine mechanische Anregung (Bspw. durch einen Hammerschlag) der Schraubenverbindung, um deren Verspannungszustand zu bestimmen. Die Schwingungsantwort wurde mit einem Beschleunigungssensor ermittelt und laut Autor ermöglichte das Verfahren eine Genauigkeit der Vorspannkraftmessung von  $\pm 20\%$ . Auch *Caccese et. al.* [Cac04] und *Mewer et. al.* [Mew03] wendeten ähnliche Verfahren der strukturellen Schwingungsanalyse bei Schraubenverbindungen mit FKV-Bauteilen an. Gemessen wurden Änderungen der Eigenfrequenz und der Frequenzantwort einer Anregung, abhängig vom Verspannungszustand.

- Verformungsmessung mit Bildkorrelation oder DSPI

*Meng* [Men08] entwickelte ein Schraubmontageverfahren, welches auf der Auswertung von Oberflächenverformungen der Schraubenverbindung basiert. Die Out-of-plane Verformung der Verbindung korreliert mit der Schraubenvorspannkraft. Zur Messung wurde die digitale Speckle-Interferometrie (engl. digital speckle pattern interferometry (DSPI)) verwendet, welche von *Sims et. al.* [Sim11] zum gleichen Zweck verwendet wurde. *Hung et. al.* [Hun06] verwendeten mitverspannte Hülsen mit einem Specklemuster auf der

Mantelfläche. Die Verformung des Specklemusters abhängig der Schraubenvorspannkraft wurde mit der digitalen Kreuzkorrelationsanalyse an Grauwertbildern (engl. fast digital image correlation (FDIC)) ermittelt, welche beispielsweise auch *Huang et al.* [Hua09] zur Verbesserung von Schraubmontageprozessen verwendete. Im Gegensatz zur DSPI stellt dieses Verfahren geringe Anforderungen an die Umgebungsbedingungen, was Vorteile im praktischen Einsatz hat (Vor-Ort Einsatz in Fertigungsstätten etc.). Auch bei diesen Untersuchungen war das Ziel die Echtzeit-Vorspannkraftmessung während der Schraubmontage.

- Verlängerungsmessung und Dehnungsmessung

Schon sehr frühzeitig wurde zur genauen Messung von Schraubenvorspannkraften die Messung der Längenänderung der Schraube genutzt (siehe bspw. [Wel42]). Diese ist im elastischen Verformungsbereich direkt proportional zur Vorspannkraftänderung [Wie07]. Messabweichungen bei dieser Art der Vorspannkraftmessung entstehen durch Maßtoleranzen der Schraube, Schwankungen des E-Moduls des Schraubenwerkstoffes und Messfehler bei der Längenmessung [Wie07]. Das Verfahren findet auch heute noch Anwendung bei experimentellen Untersuchungen [Fri10, Sch04] als auch bei der Schraubmontage im Stahlbau (Windkraftanlagen) [Sch04] sowie bei der Schraubmontage im Motorsport (Pleuelschrauben der Marke ARP). Der Zusammenhang zwischen Vorspannkraft und Längung der Schraube kann auf experimentellem Weg oder mit einer FE-Rechnung ermittelt werden. Meist erfolgte eine beidseitig Antastung (taktil) an den Stirnflächen der Schraube mit dem Messmittel [Wel42, Ben59, Kwa65, Sch01, Gra94, Sie96, Ten01, Mai90, Sch04, Sch06a, Ste99, Jak80]. Der Hersteller Jungeblodt bietet für die taktile Längenmessung spezielle Schraubbolzen mit geringer Längentoleranz ( $\pm 0,02$  mm) und definierter Messfläche für die Ankopplung eines Messmittels [NN06]. Ist eine beidseitige Zugänglichkeit an die Schraube nicht gewährleistet, existieren Möglichkeiten der Längenmessung mit einseitiger Zugänglichkeit.

*Schoft* [Sch07] präparierte Schrauben mit einer Bohrung in Schraubenlängsachse. In diese Bohrung wurde ein schraubenkopfseitig fixierter Messstift eingesetzt. Zur Längenmessung wurde eine Messuhr mit speziellem Adapter auf den freien Gewindenschaft aufgesetzt und der Messstift in der Bohrung angetastet. Gemessen wird somit die Längenänderung zwischen unbelastetem Messstift und belasteter Schraube. Das gleiche Prinzip (Relativmessung zwischen Schraube und eingebrachtem Stift) nutzt das System „RotaBolt“ der Firma „James Walker RotaBolt Ltd“ zur qualitativen Bewertung des Verspannungszustandes. Eine auf dem Schraubenkopf aufgebrachte Kappe lässt sich nicht mehr händisch verdrehen, wenn die gewünschte Montagevorspannkraft erreicht wurde [NN10]. Ein spannungsfrei in der Schraubenlängsachse montierter Stift klemmt die Kappe ab einem bestimmten Verlängerungsbetrag der Schraube. *Löffler* [Löf98] entwickelte ein ähnliches Verfahren, bei welchem das taktil arbeitende Messmittel direkt

in eine Bohrung in der Schraube antastet und die Verlängerung zwischen Auflage des Messmittels (Schraubenkopf) und Bohrungsgrund misst.

Ein weiteres Messverfahren mit einseitiger Zugänglichkeit wurde von *Gadau* [Gad98] entwickelt. Als Maß für die Schraubenvorspannkraft wurde die Kopfdurchsenkung des Schraubenkopfes taktil gemessen. Spezielle Schrauben mit angepassten Köpfen wurden dazu verwendet. [Hau00] entwickelte ein ähnliches Verfahren, bei welchem die Kopfdurchsenkung jedoch mit einem piezoelektrischen Element gemessen wurde.

Die Messgenauigkeit der taktilen Antastverfahren ist entscheidend davon abhängig, wie reproduzierbar die Antastung des Messmittels an die Schraube erfolgt. Um die Reproduzierbarkeit zu verbessern, wurde die Kontaktierung von Messmittel und Schraube bereits näher untersucht [Gra94]. Um definierte Ankoppelbedingungen zwischen Schraube und Tastspitze des Messmittels zu schaffen, wurden von *Granacher* [Gra94] stirnseitig Wälzlagerkugeln in eine zuvor eingebrachte Längsbohrung in der Schraube eingepresst und von der Tastspitze mit Kegelsenkung angetastet. Eine präzise Messung der Längenänderung der Schrauben im Vorspannkraftrelaxationstest war dennoch nicht möglich, da sich die Relativposition der Kugel zu der Schraube während dem Warmauslagerungsprozess zu verändern schien. Ursächlich dafür wurden sich abbauende Eigenspannungen vermutet. Vermieden werden kann ein solcher Effekt, wenn die Messkugel an das Messmittel angebracht wird, anstatt an die Schraube. Die Kegelsenkung wird dann in die Schraube eingebracht. Eine derartige Konfiguration wurde schlussendlich für die Untersuchung des Vorspannkraftverhaltens von Schraubenverbindungen von *Granacher* [Gra94] verwendet. Die Kontaktpaarung „Kugel in Senkung“ wurde in der Fachliteratur noch häufig zur taktilen Längenmessung bei Vorspannkraftrelaxationstest verwendet [Ben59, Sch04, Jak80].

Eine Möglichkeit, die taktile Antastung mit ihren messtechnischen Problemen zu umgehen, ist die berührunglose Messung der Schraubenverlängerung. *Löffler* [Löf99] beschreibt ein optisches Verfahren, bei welchem die Laufzeit eines Messlichtstrahls mit der Längenänderung der Schraube korreliert. Die Schraube ist dazu mit einer Längsbohrung präpariert und die Bodenfläche dient als Reflexionsfläche.

Ein weiteres Verfahren zur Schraubmontage ist die Messung der Schraubenverlängerung mit Ultraschall. Ein System, um die Schraubenvorspannkraft mit Ultraschall zu messen wurde erstmals von der „Douglas Aircraft Co.“ in Kooperation mit der „Erdman Instruments Co.“ entwickelt [McF74]. Hintergrund der Entwicklung war es, die Montagesicherheit von hochfesten Schrauben im Flugzeugbau zu erhöhen. Mit der üblichen Drehmomentmontage waren die Vorspannkraftstreuungen zu hoch. Die bereits beschriebenen „preload indicating washers“ verringern zwar die Vorspannkraftstreuung, aber die höheren Kosten und die Massezunahme durch längere Schrauben sprechen aber gegen deren Einsatz im Flugzeugbau [McF74]. In der Literatur wurden zum Teil sehr

spezielle und komplexe Verfahren zur Bestimmung des Verspannungszustandes von Schrauben mithilfe von Ultraschallmessungen entwickelt und beschrieben (siehe bspw. [Hir01, Wan13, Pha16, Yan99, Bec17]). Die beiden gebräuchlichsten Methoden werden folgend kurz beschrieben:

- Time-of-flight (TOF) Methode

Die Time-of-flight Methode basiert auf der Laufzeitmessung einer Ultraschallwelle (Longitudinal im Puls-Echo-Verfahren) in Längsrichtung der Schraube. Diese wird üblicherweise mit einem Ultraschallkopf auf Piezobasis in eine der beiden Stirnseiten der Schraube eingekoppelt. Mit steigender Schraubenvorspannkraft und damit auch steigender Schraubenverlängerung erhöht sich die Ultraschalllaufzeit. Zusätzlich zu diesem linear-elastischen Betrag der Längung der Schraube, darf der sogenannte akustoelastische Effekt bei der Messung nicht vernachlässigt werden [Bec17]. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit einer elastischen Welle ist abhängig von dem in dem Werkstoff vorherrschenden Spannungszustand, was letztlich ebenfalls einen Einfluss auf die Ultraschalllaufzeit hat. Grundlage der Messung ist die Laufzeitkalibrierung an der unbelasteten Schraube [Bec17]. Üblicherweise wird der Zusammenhang zwischen Ultraschalllaufzeit und Schraubenvorspannkraft experimentell ermittelt, indem die Schraube definiert belastet und das Ultraschallsignal gemessen wird. Besonders für die in der Automobilindustrie häufig anzutreffenden Schraubfälle ist das Verfahren aus folgenden Gründen jedoch nicht ideal: [Yas99a, Yas99]

- Die Schrauben sind meist relativ kurz ( $< 50$  mm). Die Änderung der Ultraschalllaufzeit durch die axiale Spannung ist folglich sehr gering, weshalb die Messgenauigkeit häufig nicht ausreicht.
- Nichtlineare Verformungen können für kurze Schrauben nicht vernachlässigt werden. Besonders unter dem Schraubenkopf und in dem Gewinde treten diese auf. Die konventionellen linearen Methoden führen deshalb zu großen Fehlern.
- Änderungen in der Klemmlänge, exzentrische Belastung und Biegung haben einen großen Einfluss. Diese müssen in der Messung berücksichtigt werden.

Auf der TOF-Methode basierten die eingangs erwähnten Ultraschallmesssysteme zur Schraubmontage in der Flugzeugindustrie. Die Genauigkeit der Messung hängt noch von weiteren Faktoren wie der Homogenität der Spannung in der Schraube, der Anisotropie des Schraubenwerkstoffes, Eigenspannungen usw. ab [Men08]. In der Praxis liegt die Messgenauigkeit somit häufig im Bereich von wenigen hundertstel Millimetern.

- Wave velocity ratio Methode (Zwei Moden Methode)

Die wave velocity ratio Methode, oder zwei Moden Methode, ermöglicht eine Vorspannkraftmessung an bereits montierten Schrauben und umgeht somit den Nachteil der TOF-Messung, dass die Schraube im unbelasteten Zustand vermessen werden muss

[Kim09a, Wan13, Bec17]. Das Verfahren beruht auf der Messung von Laufzeitunterschieden von Transversal- und Longitudinalwellen [Bec17]. Die Weiterentwicklung von Ultraschallvorspannkraftmessverfahren ist Gegenstand aktueller Forschungen. Online-Messungen und eine Steuerung von Montageschraubern sind aktuell schon möglich [Sch05]. Direkt auf den Schrauben aufgebrachte (geklebt oder gesputtert) Ultraschallsensoren verringern den Werkereinfluss und den Einkopplfehler [Mce98] und der Schraubenhersteller „Nederschroef“ entwickelte spezielle Schrauben, die ohne Nacharbeit direkt zur Messung mit Ultraschall geeignet sind [NN02]. Dieses System ist teilweise schon im Serieneinsatz [Sch05].

Ein weiteres, häufig für die Erforschung des Vorspannkraftverhaltens von Schraubenverbindungen genutztes Messverfahren ist die Dehnmessstreifen-Messtechnik [Che97, Lab02, Ten01, Fox84, Aif11, Jag07, Mcc05, Sch06a]. Im gedehnten Bereich wird die Schraube mit Dehnmessstreifen präpariert, welche eine Aussage über den lokalen Dehnungszustand der Schraube liefern. Der Zusammenhang zwischen Schraubenvorspannkraft und gemessener Dehnung  $\varepsilon$  wird idealerweise experimentell ermittelt. Bei dieser Kalibrierung wird die Schraube definiert belastet und der Zusammenhang zwischen Kraft und Dehnung ermittelt. Dem hohen Präparation- und messtechnischem Aufwand der DMS-Messung steht eine hohe Messgenauigkeit gegenüber ( $\pm 1 - 2\%$  [Bic95]). Ein großer Vorteil ist zudem die Möglichkeit der Online-Messung, was Erkenntnisse bei wechselnden Umgebungsbedingungen oder im Betrieb ermöglicht. Häufig werden auch sogenannte Bolzen-DMS eingesetzt, welche in eine Bohrung in der Längsachse der Schraube eingeklebt werden [Awa08, Cao07, Hei11, Kis10, Bec05, Har12]. Der Applikationsaufwand dieser DMS ist deutlich geringer. Jedoch ist die Schwächung (Verringerung des Spannungsquerschnittes) besonders bei hoch vorgespannten Verbindungen zu beachten; neuere Entwicklungen reagieren darauf mit Miniaturisierung des Messgitters.

Auf der lokalen Dehnungsmessung beruht auch die Bestimmung der Vorspannkraft mit Polymeren optischen Fasern. Dieses Verfahren wurde von *Jensen et. al.* und *Khomenko et. al.* [Jen12, Kho16] analog der Verwendung von Bolzen-DMS eingesetzt. Die optische Faser wurde in eine Längsbohrung der Schraube platziert und misst dort lokale Dehnungen. Vorteile hat das Messprinzip aufgrund seiner geringen Abmessungen, der hohen Genauigkeit so der Unempfindlichkeit in Bezug auf Korrosion und Temperatur [Men08]. Ein derartiges kommerziell erhältliches Messsystem ist beispielsweise der so bezeichnete „MoniBolt“ der Firma REMBE FIBRE FORCE GmbH [NN12].

In diesem Kapitel wurden Verfahren vorgestellt, die zur Schraubmontage eingesetzt werden. Große Bedeutung besitzt die Bewertung von Schraubenverbindungen in der Qualitätssicherung, weshalb im folgenden Kapitel dort übliche Bewertungsverfahren kurz vorgestellt werden.

### 2.1.2.2 Qualitätssicherung

In der Automobilindustrie hat es sich etabliert, die Schraubenvorspannkraft nach Erprobungen oder in der Qualitätskontrolle mit folgenden Verfahren zu bewerten:

- Ermittlung des Nachziehdrehmomentes  $M_n$

Im elastischen Verformungsbereich besteht ein linearer Zusammenhang zwischen dem in die Schrauben während dem Montageprozess eingebrachten Drehmoment und der Schraubenvorspannkraft. Wird eine Schraube nach einer gewissen Zeit oder nach dem Betrieb in Montagedrehrichtung weitergedreht, so liefert das ermittelte Nachziehdrehmoment in Relation zum ursprünglichen Montagedrehmoment eine quantitative Aussage zu dem Verspannungszustand der Verbindung. Der anzuwendende Weiterdrehwinkel ist von Schraubenverbindung zu Schraubenverbindung unterschiedlich, aber bewegt sich üblicherweise im Bereich zwischen  $5^\circ$  und  $30^\circ$ . Dabei ist es wichtig, sowohl ein Weiterdrehen des Schraubenkopfes, als auch des Gewindes zu erzeugen.

- Ermittlung des Lösedrehmomentes  $M_i$

Seltener wird anstelle des Nachziehdrehmoments das Lösedrehmoment ermittelt. Dabei wird die Schraube entgegen der Montagedrehrichtung weitergedreht (gelöst). Das Verfahren wird aufgrund größerer Messunsicherheiten in der Industrie selten eingesetzt.

- Wiederanzugsmoment  $M_w$

Bei der Ermittlung des Wiederanzugsmomentes  $M_w$  wird die Schraube um einen kleinen Drehwinkel gelöst und anschließend um den gleichen Drehwinkel wieder angezogen. Das sich ergebende neue Montagedrehmoment wird in Relation zu dem ursprünglichen Montagedrehmoment gesetzt. Angewendet wird dieses Verfahren insbesondere bei Schraubenverbindungen, welche ein von dem Montagezustand abweichendes Reibungsverhalten aufweisen. Das trifft bspw. bei Schrauben mit Losdrehsicherung zu.

In der Literatur sind weitere Verfahren beschrieben, wie bspw. die Ermittlung des „Drehmoment-Drehwinkel-Abdrucks“ [Sho96]. Das Verfahren beruht darauf, die Lösekurve der Schraubenverbindung zu messen. Der sich ergebende Lösedrehwinkel wird mit dem Montagedrehwinkel verglichen, was es ermöglicht den prozentualen Vorspannkraftverlust der Verbindung zu ermitteln. Voraussetzung ist somit, dass ein Drehmoment-Drehwinkel-Verlauf der Montage vorhanden ist. Das ist in der Praxis meist nicht der Fall, was der Grund für die geringe Verbreitung sein dürfte.

Die in der Qualitätssicherung eingesetzten Methoden sind gut für die dortige Bewertung geeignet. In der Forschung und Entwicklung ist häufig eine höhere Messgenauigkeit erforderlich. In dem folgenden Unterkapitel werden die dort üblicherweise Verfahren erläutert.

### 2.1.2.3 Forschung und Entwicklung

Zur Erforschung des Vorspannkraftverhaltens von Schraubenverbindungen ist häufig die Messung des zeitlichen Vorspannkraftverlaufes nötig. Das Messmittel muss somit fähig sein, die Schraubenvorspannung, zu definierten Zeitpunkten oder sogar online zu bestimmen. Das trifft auf folgende Messverfahren zu:

- mitverspannte Kraftmessringe
- DMS-Messtechnik
- Verlängerungsmessung (Ultraschall und taktil)

Die genannten drei Verfahren wurden in den vorherigen Kapiteln schon beschrieben, da sie teilweise auch für die Steuerung der Schraubmontage oder in der Qualitätssicherung angewendet werden. Neben den genannten Verfahren existieren einige Sonderverfahren, welche folgend kurz beschrieben werden.

*Argatov et. al.* [Arg10] bewerteten den Verspannungszustand einer Schraubenverbindung anhand ihrer elektrischen Leitfähigkeit. Das Verfahren beruht auf der Messung des elektrischen Übergangswiderstandes, welcher eine Abhängigkeit von der herrschenden Kontaktflächenpressung und damit der Schraubenvorspannkraft besitzt. Bekannt ist dieser Effekt aus elektrischen Kontaktverschraubungen, bei welchen eine nachlassende Schraubenvorspannkraft zu einem erhöhten Übergangswiderstand und damit zu erhöhten Leitungsverlusten und einer starken Aufheizung der Verbindung führen kann [Sch07].

[Wie62] beschreibt die Vorspannkraftmessung anhand einer Dichtpressung eines unter Innendruck stehenden Flansches. Die aus dem Flansch austretende Gasmenge wird in einem Steigrohr gemessen und steht in direktem Zusammenhang zu der Schraubenvorspannkraft.

Zusammenfassend existiert eine große Anzahl an Messverfahren für die Schraubenvorspannkraft. Die Literaturstudie bildet die Basis für die Auswahl einer Vorspannkraftmessmethode für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Vorspannkraftrelaxationstests zum Vorspannkraftverhalten von Schraubenverbindungen mit CFK.

## 2.2 Aufrechterhaltung der Schraubenvorspannung

Die Langzeitstabilität der Schraubenvorspannung ist zentral, um die Funktionalität der Schraubenverbindung zu sichern. Mit einer gezielten Gestaltung der Verbindung kann diese beeinflusst werden. Folgend werden gängige Maßnahmen aufgezeigt, um einen unzulässig hohen Vorspannkraftverlust durch Vorspannkraftrelaxation in Schraubenverbindungen zu vermeiden.

Grundsätzlich wird zwischen Sicherungsmaßnahmen gegen Losdrehen, Lockern und Verlieren unterschieden [Wie07]. Losdrehsicherungen sollen insbesondere bei zyklisch quer zur Schraubenachse belasteten Verbindungen selbst bei Querverschiebung in der Trennfuge ein selbsttätiges Losdrehen und damit Vorspannkraftverlust verhindern, so dass die Funktion der Schraubenverbindung aufrechterhalten bleibt [Wie07]. Unter Maßnahmen gegen Lockern werden solche verstanden, welche den Vorspannkraftverlust möglichst gering halten [Wie07]. Verlier-Sicherungen haben das Ziel, den kompletten Verlust des Fügeelementes zu vermeiden. Ein Beispiel ist die Kronenmutter, welche mit einem Splint am Losdrehen gehindert wird, selbst wenn die Vorspannkraft bereits komplett abgebaut ist.

Generell nimmt die Vorspannkraftrelaxation (aufgrund Kriechen, Setzen, Lastplastifizierung), mit steigender elastischer Nachgiebigkeit der Schraubenverbindung ab [Wie07]). Maßnahmen zur Optimierung von Schraubenverbindungen mit dem Ziel einer geringeren Vorspannkraftrelaxation basieren somit häufig auf einer Erhöhung der elastischen Verbindungsnachgiebigkeit. Das kann mit folgenden Maßnahmen realisiert werden:

- Eine möglichst hohe Dehnlänge der Schraube. *Wiegand* [Wie07] empfiehlt ein Klemmlängenverhältnis  $\frac{l_k}{d}$  von mindestens zwei. *Rack et. al.* [Rac13] empfehlen bei der Verschraubung von FKV ein Klemmlängenverhältnis  $\frac{l_k}{d}$  von mindestens vier.
- Verwendung von Schrauben einer höheren Festigkeitsklasse bei gleichzeitiger Reduzierung des Nenndurchmessers → höhere Schraubennachgiebigkeit und damit höherer Schraubendehnung bei gleicher/ähnlicher Montagevorspannkraft.
- Dehnschrauben → Im Durchmesser reduzierter Schaft und damit höhere Schraubennachgiebigkeit (siehe Untersuchungen von *Blume et. al.* [Blu69]).
- Mitverspannte Hülsen → Erhöhung der Klemmlänge und damit höhere Schraubennachgiebigkeit.
- Schrauben oder Mutter mit speziellen, federnden Auflageflächen (Bspw. „Springhead Schraube“ von Ejot [NN14], „Delnut“ [NN13], oder nicht genormte Kombimutter/Flanschmutter unterschiedlicher Hersteller)
- Mitverspannte federnde Elemente (Bspw. Tellerfedern/Spansscheiben DIN6796 [DIN04] oder Speziallösungen)
- Große Auflageflächen, welche die Flächenpressung und die Setzbeträge verringern. [Wie07]
- Geringe Anzahl an Trennfugen, um Setzbeträge zu reduzieren. [Wie07]
- Ausreichende Einschraubtiefen, um den Gewinde-Setzbetrag zu reduzieren (Flächenpressung im Gewindekontakt wird verringert). [Wie07]



- Einhaltung der maximal zulässigen Flächenpressung (Grenzflächenpressung). [Wie07]
- Geringe Rautiefen der Kontaktflächen. [Wie07]

Besonders bei elektrischen Kontaktverschraubungen scheinen Maßnahmen zum Erhalt der Schraubenvorspannkraft eine wichtige praktische Bedeutung zu haben, was Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet zeigen [Bra06, Sch07]. Elektrische Kontaktierungen werden meist aus Werkstoffen mit relativ geringer Festigkeit und Kriechbeständigkeit konstruiert (Kupfer, Kupferlegierungen, Aluminium), weshalb der Vorspannkraftrelaxation bei der Auslegung der Verbindung Beachtung geschenkt werden muss. Der elektrische Übergangswiderstand ist eine nichtlineare, hysteresehaftete Funktion der Schraubenvorspannkraft und nimmt ab, wenn diese sinkt [Sch07]. Dieser Effekt führt simultan zu einer noch stärkeren Erwärmung und somit zu einer zusätzlichen thermischen Aktivierung der Kriechprozesse, da diese mit steigender Temperatur beschleunigt ablaufen. Dass oftmals Werkstoffe mit unterschiedlichem thermischen Längenausdehnungskoeffizienten verschraubt werden, verschlechtert das Vorspannkraftverhalten zusätzlich. Als wirksame Maßnahme zum Erhalt der Vorspannkraft hat sich bei derartigen Verschraubungen die Verwendung von Spannscheiben/Tellerfedern erwiesen, wie in folgenden Literaturstellen gezeigt wurde [Bra96, Bra06, Dav97, Fuh13, Sch07]. Spannscheiben stellen eine effektive Möglichkeit dar, um die Verbindungsnachgiebigkeit bei vergleichsweise geringem Bauraumbedarf zu erhöhen.

*Schoft* [Sch07] untersuchte das Langzeitverhalten elektrotechnischer Verbindungen unter Berücksichtigung des Kriechens des Leitermaterials. Temperaturstabile Spannscheiben ermöglichten die Kompensation der Kriechverformung des Leitermaterials und bewirken somit ein verbessertes Vorspannkraftverhalten. Das gilt laut *Schoft* [Sch07] auch für den Fall, dass Spannscheiben mit relativ geringem Federweg verwendet werden und sie deshalb vermutlich nicht in der Lage sind, die komplett zu erwartende Verformung des Leitermaterials auszugleichen. Da der Vorspannkraftabfall einer Schraubenverbindung in aller Regel einen exponentiellen Verlauf annimmt, ist die Vorspannkraftrelaxationsrate direkt nach der Schraubmontage am größten. Die Vorspannkraft erreicht folglich schnell den Betrag, ab dem die Federwirkung der Spannscheibe eintritt und deshalb die Verbindungsnachgiebigkeit deutlich erhöht wird. Weitere Kriechverformungen in der Verbindung bewirken dann einen wesentlich geringeren Vorspannkraftverlust.

Die Anwendbarkeit von Spannscheiben ist nicht auf elektrische Kontaktverschraubungen begrenzt. *Sarisley et. al.* [Sar90] verbesserten das Vorspannkraftverhalten von Holzverschraubungen (Bauwesen) mit Spannscheiben. Untersuchungen im Rahmen des IGF-Vorhabens Nr. 14235 BG [NN09] zeigen ein verbessertes Vorspannkraftverhalten von SMC-Losflanschverbindungen (SMC = Sheet moulding compound; spezieller Faser-Kunststoff-Verbundwerkstoff auf Basis von Langfasern) mit Spannscheiben, aber es wird

auf Akzeptanzprobleme bei der praktischen Anwendung aufgrund des erhöhten Platzbedarfes hingewiesen. Generell ist die Verwendung von Spannscheiben für die sogenannte „Dichtverbindung“ von Rohrleitungssystemen (medienführend) mit Flanschen in Leitfäden beschrieben und in der Praxis angewendet [NN08].

Entscheidend für die Funktionalität der Spannscheibe als Vorspannkraft-sichernde Maßnahme bei Schraubenverbindungen ist der Betrag der Blockkraft  $F_w$  (Kraftbetrag, ab welchem der gesamte Federweg der Spannscheibe aufgebraucht ist) in Relation zur Montagevorspannkraft. Eine signifikante Verbesserung tritt laut *Junker* [Jun61] nur dann ein, wenn die Blockkraft im Bereich der Montagevorspannkraft ist. Wie bereits beschrieben erzielte *Schoft* [Sch07] jedoch auch mit geringerer Blockkraft Verbesserungen. Die Blockkraft vieler gängig angewendeter Spannscheiben, Federringe etc. ist jedoch viel zu gering, um bei üblichen Schraubenverbindungen im Maschinenbau und Automobilbau ab der Festigkeitsklasse 8.8 einen positiven Effekt zu erzielen. Durch zusätzliche Trennfugen und Setzkraftverluste ist deren Einfluss auf die Schraubenvorspannkraft sogar teilweise negativ. Für einen bestmöglichen Effekt müssen Spannscheiben gezielt auf den Schraubfall angepasst werden und Normteile werden selten den gewünschten Effekt erzielen können. Dabei muss die Spannscheibe nicht zwangsläufig als separates Bauteil ausgeführt sein. Aus produktionstechnischer Sicht hat eine Reduzierung der Bauteilvarianz in der Fertigung viele Vorteile, weshalb eine Integration einer Spannscheibe in die Schraube, die Mutter oder die Klemmteile aus diesem Aspekt sinnvoll erscheint. Die Firma „Schuhl & Co GmbH“ bietet beispielsweise eine so bezeichnete „Comby-Mutter“ mit angerollter Spannscheibe an [Mos89]. *Selimi* [Sel14] untersuchte eine Spezialschraube der Firma Ejot mit der Bezeichnung „Springhead“ mit integriertem Federkopf, welche für die Verschraubung von Elektronikkomponenten und Platinen unter Temperatureinfluss entwickelt wurde. Das Einfederungsverhalten des Federkopfes wurde so ausgelegt, dass ein Plateau entsteht, bei welchem die Vorspannkraft in einem großen Verformungsbereich konstant bleibt. Eine derartige Schraube kann somit mit hoher Genauigkeit auf eine definierte Montagevorspannkraft montiert werden, da Montagedrehwinkelabweichungen in dem Plateaubereich praktisch eine vernachlässigbare Änderung der Montagevorspannkraft zur Folge haben.

Die Dimensionierung von Spannscheiben für die Anwendung als Vorspannkrafterhalt in Schraubenverbindungen wird bspw. von *Bickford et. al.* [Bic98] beschrieben. Folgend wird dieser Ablauf kurz beschrieben:

Die Federrate der Spannscheiben  $c_w$  bei Reihenschaltung ergibt sich mit der Blockkraft  $F_w$  der, Anzahl der Spannscheiben  $z$  und dem maximalen Federweg  $h_{max}$  der Spannscheibe zu:

$$c_w = \frac{F_w}{z \cdot h_{max}} \quad 3$$

Die Federrate  $c_s$  der Schraube ergibt sich aus dem E-Modul  $E_s$  der Schraube, dem Nennspannungsquerschnitt  $A_s$  der Schraube sowie der Dehnlänge  $l_d$ :

$$c_s = \frac{E_s \cdot A_s}{l_d} \quad 4$$

Wenn  $c_f$  als die Federrate der gesamten Schraubenverbindung definiert wird, folgt:

$$\frac{1}{c_f} = \frac{1}{c_w} + \frac{1}{c_s} = \frac{z \cdot h}{F_w} + \frac{l_d}{E_s \cdot A_s} \quad 5$$

Durch Umstellung ergibt sich die Federrate des verspannten Systems  $c_f$  zu:

$$c_f = \frac{1}{\frac{z \cdot h}{F_w} + \frac{l_d}{E_s \cdot A_s}} = \frac{F_w \cdot E_s \cdot A_s}{z \cdot h \cdot E_s \cdot A_s + l_d \cdot F_w} \quad 6$$

Wie bereits beschrieben ist der Vorspannkraftverlust  $F_{relax}$  in einer Schraubenverbindung direkt abhängig von der Steifigkeit. Spannscheiben können die Verbindungssteifigkeit so weit reduzieren, dass plastische Verformungen in dem verspannten System (Setzen, Lastplastifizierung, Kriechen, etc.) einen sehr geringen Einfluss auf die Schraubenvorspannkraft  $F_s$  haben. Der Vorspannkraftverlust durch Relaxation  $F_{relax}$  wird auf Basis des minimal zulässigen Vorspannkraftverlustes  $F_{min}$  und der Montagevorspannkraft  $F_0$  errechnet:

$$F_{relax} = \frac{1 - F_{min}[\%]}{F_0} \quad 7$$

$F_{relax}$  kann gleichermaßen aus dem Produkt aus plastischer Verformung  $f_{relax}$  der Klemnteile und der Federrate  $c_f$  der Verbindung ausgedrückt werden:

$$F_{relax} = c_f \cdot f_{relax} = \frac{f_{relax} \cdot F_w \cdot E_s \cdot A_s}{z \cdot h \cdot E_s \cdot A_s + l_d \cdot F_w} \quad 8$$

Aufgelöst nach  $z$  ergibt sich die Anzahl der benötigten Spannscheiben [Bic98]:

$$z = \frac{F_w \cdot [f_{relax} \cdot E_s \cdot A_s - l_d \cdot F_0(1 - F_{min}[\%])]}{(1 - F_{min}[\%]) \cdot F_0 \cdot E_s \cdot A_s \cdot h} \quad 9$$

Diese Formel ermöglicht die Dimensionierung einer Schraubenverbindung mit Spannscheiben, um eine Mindestvorspannkraft  $F_{min}$  nicht zu unterschreiten. In der Praxis

ist jedoch insbesondere der Plastifizierungsbetrag  $f_{relax}$  unbekannt, was die Anwendung erschwert.

Eine ungewöhnliche Möglichkeit, die Vorspannkraft in einer Schraubenverbindung zu erhalten, sind Formgedächtnislegierungen (FGL), mit welchen ein „Nachspannen“ möglich ist. Erforscht wurden sogenannte „selbstheilende Schraubenverbindungen“, zur aktiven Kontrolle und Rückgewinnung der Schraubenvorspannkraft [Far09, Bra96, Kim09]. Erste Untersuchungen zu derartigen Verfahren wurden von *Muntges et. al.* [Mun01] unternommen. Genutzt wurde meist ein impedanzbasiertes Verfahren der Strukturüberwachung zur Detektion des Verspannungszustandes, kombiniert mit einem mitverspannten Formgedächtnis-Aktuator, welcher die Schraube nachspannt [Far09]. Detektiert die Strukturüberwachung eine zu geringe Schraubenvorspannkraft, so wird der Aktuator angesteuert und die Verbindung nachgespannt. Genutzt wird die Eigenschaft von bestimmten FGL's, ihr Gefüge thermisch aktiviert umzuwandeln (martensitisch in austenitisch). Unterhalb der Umwandlungstemperatur (martensitische Phase) haben FGL eine sehr geringe Streckgrenze und lassen sich leicht in die gewünschte Form „pseudoplastisch“ verformen. Werden sie anschließend über ihre Umwandlungstemperatur erhitzt, findet eine spontane Umwandlung in die ursprüngliche geometrische Gestalt statt (je nach FGL austenitisch oder verzwillingter Martensit). Die Formänderung kann einmalig oder auch reversibel sein. *Braunovic et. al.* [Bra96] verwendeten FGL-Spannscheiben, *Kim et. al.* und *Muntges et. al.* [Kim09, Mun01] FGL-Unterlegscheiben und *Ould-Brahim et. al.* [Oul11] komplette Schrauben aus FGL als Aktuator. Auch die bereits thematisierten elektrischen Kontaktverschraubungen lassen sich hinsichtlich ihres Vorspannkraftverhaltens mit FGL verbessern. *Zimmermann* [Zim14] untersuchte aktive Kabelklemmen, um manuelles Nachziehen zu vermeiden und eine Mindestkontaktkraft zu gewährleisten. Die relativ geringe Streckgrenze von FGL lässt jedoch vermuten, dass eine Anwendung mit hochfesten Schrauben noch nicht sinnvoll möglich ist.

In den vorherigen Kapiteln wurden Grundlagen zu Schraubenverbindungen beleuchtet. Folgend wird näher auf das Verhalten von Schraubenverbindungen mit faserverstärktem Kunststoff im Klemmverband eingegangen.

### 2.3 Schraubenverbindungen mit Faser-Kunststoff-Verbunden

Es ist gängig und etabliert, dass strukturell tragende FKV-Bauteile in Luft- und Raumfahrt mit mechanischen Füge-techniken gefügt werden [Niu92, Eur96]. In dem „Dreamliner“ Boeing 787 sind beispielsweise 2,4 Millionen mechanische Fügeelemente verbaut [NN05]. 22 % davon sind strukturelle Verbindungen („Primärverbindungen“ mit hoher Sicherheitsanforderung) mit Schrauben oder Schließringbolzen und der Rest Nietverbindungen [NN05]. Obwohl die notwendige Bohrung in den Füge-teilen die lasttragenden Fasern durchtrennt und damit als „nicht fasergerecht“ gilt, hat sich die

mechanische Füge­technik für FKV in der Praxis dennoch bewährt [Sch07a]. Die Präparation der Bohrungen ist meist sehr aufwendig, da Schaftschrauben oder Schließringbolzen mit Schaft eingesetzt werden, welche eine definierte Passung mit den Füge­teilen bilden müssen. Das ist wichtig, da die Lastübertragung primär formschlüssig erfolgt und sich nur so eine definierte Verbindungs­festigkeit und ein definiertes Versagensverhalten gewährleisten lassen. Die Versagensarten bei der mechanischen Verbindung von FKV gleichen grundsätzlich jenen von konventionellen metallischen Verbindungen [Niu92]. Das Versagensverhalten unterscheidet sich jedoch grundlegend, was sich auf folgende Effekte zurückführen lässt: [Niu92]

- Sprödes Materialverhalten des FKV und damit Spannungskonzentrationen an den Boh­rungs­rändern. Metalle gleichen das durch plastisches Fließen aus.
- Das Laminatversagen ist eine Funktion vieler Einflussfaktoren wie bspw. Schichtaufbau, Faservolumengehalt, Porosität, etc..

Mechanische Verbindungen von FKV werden für gewöhnlich so ausgelegt, dass das sogenannte Lochleibungsversagen auftritt [Sch07a]. Das Bohrungsloch weitet sich sukzessive auf, weshalb ein ungewolltes, schlagartiges Verbindungsversagen vermieden wird. Das Versagensverhalten und die Verbindungs­festigkeit zeigen vielfältige Abhängigkeiten, welche in der Literatur ausführlich beschrieben sind (siehe bspw. [Niu92]). Besonders stark ist die Abhängigkeit von dem Laminataufbau. Als für Bolzenverbindungen besonders geeignet gelten sogenannte „Flugzeugbaulamine“ mit der Faserorientierung (0/±45/90), gleichen Einzelschichtdicken und gleichem Faseranteil je Richtung [Sch07a].

Mediendichte Konstruktionen können mit einer Vorspannung der Füge­elemente realisiert werden, was für den Schiffsbau sowie für die Luftfahrt im Bereich von Tankkonstruktionen eine hohe Bedeutung hat. Folglich wurde das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen mit FKV in der Vergangenheit mit dem Ziel deren Dichtheit zu gewährleisten erforscht [Pel98, Cac09, Cac04]. Doch nicht nur die Dichtigkeit der Füge­stelle ist ein Argument dafür, dass ein definiertes Vorspannkraftniveau der Füge­elemente sicherzustellen ist. Untersuchungen haben mehrheitlich gezeigt, dass die Verbindungs­festigkeit (Lochleibungs­festigkeit) mit steigender Schraubenvorspannkraft ansteigt [Cre80, Arn89, Kis07, Coo95, Soy12, Pak09, Kha06, Par01, Tan92]. Folgende Effekte wurden als ursächlich dafür identifiziert:

- Die Vorspannkraft erzeugt einen zweiten (kraftschlüssigen bzw. reibschlüssigen) Teilkraftfluss zusätzlich zur Übertragung per Lochleibung, wodurch letztlich die Festigkeit steigt [Tan92].
- Die Schraube und deren laterale Abstützung verstärken den Bohrungsrand seitlich, wodurch ein Auffächern (sog. „Brooming failure“) verhindert wird [Sun02, Tan92].

- Delaminationen (= sich ablösen einzelner Schichten des FKV) werden durch die laterale Pressung unterbunden, was die Ausbreitung interlaminarer Risse unterdrückt [Par01].

Selbst bei „handfest“ montierten Schrauben lässt sich eine Verbesserung der Verbindungsfestigkeit erkennen [God80]. In gängigen Auslegungsrichtlinien für mechanische Fügeverbindungen in der Luftfahrt, wie bspw. dem „EUROCOMP Design Code“ [Eur96], wird explizit darauf hingewiesen, dass die Fügeelemente mit Vorspannung verbaut werden sollen. Konstruktiv auszulegen ist die Verbindung jedoch, ohne dass die festigkeitssteigernde Schraubenvorspannkraft einbezogen wird, da sich diese über die Lebensdauer aufgrund von Vorspannkraftrelaxation abbauen kann [Eur96, Bro02]. Insbesondere die Erforschung des Langzeitverhaltens der Schraubenvorspannkraft war die Motivation für weitere Forschungstätigkeiten auf dem Gebiet der Verschraubung von FKV. Da FKV erstmals umfangreicher in der Luft- und Raumfahrt sowie der Militärtechnik verwendet wurde, waren das die ersten Industriezweige, von denen derartige Forschungstätigkeiten ausgingen [Shi82a, Shi82b, Tur84, Sch91, Sto12, Gib13, Fox84, Pel98, Mew03].

Mit dem Fortschritt in der Herstellung und der Auslegung von FKV-Bauteilen werden neue Anwendungsgebiete erschlossen. Neue Herstellungsprozesse reduzieren die Zykluszeiten und die Anzahl manueller Arbeitsschritte, weshalb FKV-Bauteile kostengünstiger werden. Mit Simulationsverfahren wie Drapiersimulationen und Füllsimulationen lässt sich die Bauteilqualität verbessern.

Neue Anwendungsgebiete gehen häufig mit neuen Randbedingungen einher, was auch Auswirkungen auf die Wahl einer geeigneten Füge-technik haben kann. Die bereits beschriebene Lochleibungsverbindung ist mit hohem Aufwand verbunden, was bspw. in der Luftfahrt aufgrund der dort üblichen sehr hohen Leichtbaukosten akzeptiert wird. Für Anwendungsfelder mit geringen Leichtbaukosten, wie dem Automobilbau, ist diese Füge-technik somit nicht geeignet. Besser ist in diesem Fall die Verwendung der klassischen, kraftschlüssigen Schraubenverbindung ohne exakte Passung zwischen Schraube und Klemmteil(en). Bei derartigen Verbindungen nimmt die Schraubenvorspannkraft eine noch bedeutendere Rolle ein, da sie allein für die Kraftübertragung verantwortlich ist. Folgend wird näher auf den Literaturstand von kraftschlüssigen Schraubenverbindungen mit FKV im Klemmverband eingegangen.

### 2.3.1 Vorspannkraftverhalten und Modelle zu dessen Beschreibung

Die Schraubenvorspannkraft in Schraubenverbindungen mit FKV relaxiert. Als hauptursächlich dafür wird mehrheitlich das viskoelastische Materialverhalten und die daraus resultierende plastische Verformung des Matrixkunststoffes erachtet [Cac09, Shi82a, Xia18]. Nach *Gibson et. al.* [Gib13] scheinen jedoch auch selbsttätiges Los-

drehen, Plastifizierung und Setzen einen deutlichen Teil zum Vorspannkraftverlust beizutragen. Aufgrund des viskoelastischen Materialverhaltens ist grundsätzlich von einer höheren Vorspannkraftrelaxation auszugehen, als bei rein metallischen Schraubenverbindungen, bei welchen ein relativ großer praktischer Erfahrungsschatz existiert. Untersuchungen von *Shivakumar et. al.* [Shi82a] zeigen, dass bereits bei Raumtemperatur merkliche Vorspannkraftrelaxation eintritt. Kontrovers dazu wurde von *Hermsdorf et. al.* [Her15] bei Raumtemperatur und CFK-Klemmteil (Epoxidharz quasiisotrop) kein stärkerer Vorspannkraftverlust im Vergleich zu einem Stahl-Klemmteil gemessen. Es ist anzumerken, dass die Werkstoffvielfalt gängiger Matrixkunststoffe enorm ist und sich die Materialeigenschaften teilweise deutlich unterscheiden.

Der grundsätzliche zeitliche Verlauf der Vorspannkraftrelaxation unterscheidet sich nicht von Schraubenverbindungen mit anderen Werkstoffen. Direkt nach der Schraubmontage relaxiert die Vorspannkraft mit hoher Geschwindigkeit, welche jedoch mit zunehmender Versuchsdauer deutlich abnimmt [Wie07]. Phänomenologische Modelle zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation von Kunststoffverschraubungen werden auch für die Beschreibung mit metallischen Klemmteilen verwendet. *Chen et. al.* [Che97] verwendeten beispielsweise ein Modell von *Arimond* [Ari95] zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation an Schraubenverbindungen mit FKV für Schraubenverbindungen mit Magnesium-Druckguss.

Folgend werden wichtige Einflussgrößen auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen mit FKV auf Basis einer Literaturstudie näher beleuchtet.

#### 2.3.1.1 Einfluss der Temperatur

Das Verhalten von Kunststoffen unter Temperaturbelastung kann je nach Kunststoffart sehr unterschiedlich ausgeprägt sein. Das erklärt die von *Gerhard et. al.* und *Moritz et. al.* [Ger13, Aif11] gemessenen großen Unterschiede im Vorspannkraftrelaxationsverhalten von FKV-Schraubenverbindungen mit unterschiedlichen Matrixsystemen sowie die bereits genannte Diskrepanz zwischen den Untersuchungen von *Hermsdorf et. al.* [Her15] und *Shivakumar et. al.* [Shi82a]. Bei einer Temperaturerhöhung treten bei Schraubenverbindungen mit FKV mehrere vorspannkraftbeeinflussenden Effekte auf, welche nachfolgend erläutert werden.

- Erhöhte Kriechneigung mit steigender Temperatur

Relaxations- und Kriechvorgänge in Kunststoffen laufen mit steigender Temperatur beschleunigt ab. Das bestätigt die in der Literatur berichtete Zunahme der Vorspannkraftrelaxation mit steigender Temperatur bei Schraubenverbindungen mit FKV. Laut *Tome* [Tom00] beschleunigt eine Erhöhung der Einsatztemperatur um 15 K die Relaxations- und Kriechvorgänge um Faktor 10.

- Degradation der mechanischen Eigenschaften

Die mechanischen Eigenschaften (Festigkeit, Elastizität, etc.) von Kunststoffen sind stark temperaturabhängig. Mit steigender Temperatur sinkt der Elastizitätsmodul, was auf Entschlaufungsvorgänge der Molekülketten zurück zu führen ist [Tom00]. Diese Änderung bleibt auch erhalten, nachdem die Temperatur wieder abgesenkt wurde [Tom00]. Wird der Glasübergangstemperaturbereich überschritten, so tritt eine starke Degradation der mechanischen Eigenschaften ein [Tom00]. Folglich erhöht sich auch die Vorspannkraftrelaxation bei Schraubenverbindungen aufgrund von stärkeren Lastplastifizierungen. FKV können unter bestimmten Bedingungen auch oberhalb des Glasübergangstemperaturbereichs eingesetzt werden [Sch07a]. Dies gilt für Beanspruchungen, wie bspw. Zug längs zur Faserrichtung, welche keine hohe Matrixsteifigkeit erfordern [Sch07a]. Bei üblichen FKV mit 2D-Faserverstärkung (in Ebenrichtung) und Wirkrichtung der Schraubenvorspannkraft in Laminatdickenrichtung ist diese Bedingung jedoch nicht erfüllt.

- Thermisch induzierte Vorspannkrafterhöhung und Lastplastifizierung

Der thermische Längenausdehnungskoeffizient  $\alpha$  des Kunststoffes bzw. des FKV in Laminatdickenrichtung ist im Vergleich zu Metallen relativ groß ( $\alpha \approx 100 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$  für Thermoplaste und  $\alpha \approx 30 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$  für Duroplaste [Dom08]). Mit steigendem Faservolumengehalt  $\varphi$  sinkt  $\alpha$  nach *Schürmann* [Sch07a] zwar, aber der Unterschied zu metallischen Werkstoffen ist immer noch sehr groß. Für eine Schraubenverbindung mit FKV im Klemmverband bedeutet das, dass bei Temperaturerhöhung eine thermisch induzierte Vorspannkrafterhöhung eintritt. Diese kann derart groß sein, dass Lastplastifizierungen an dem Laminat eintreten, welche die Vorspannkraft reduzieren.

Zusammenfassend bewirkt eine Temperaturerhöhung bei Schraubenverbindungen mit FKV eine erhöhte Vorspannkraftrelaxation. Das geschieht, im Unterschied zu vielen rein metallischen Verschraubungen, bereits in einem Temperaturbereich, welchem Fahrzeugkomponenten häufig ausgesetzt sind (unterhalb von 100 °C). Nach *Beelich* [Bee73] bestimmt bei überlagerter Temperatur die Wärmedehnung und die Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls die über die Zeit verbleibende Schraubenvorspannkraft. Besonders hervorzuheben ist, dass schon kurzfristige Temperaturerhöhungen einen sehr starken Vorspannkraftverlust bewirken können. Der oft praktizierte Ansatz, wechselnde Umgebungstemperaturen mit einer mittleren Einsatztemperatur zu beschreiben, ist im Fall der Kunststoff- oder FKV-Verschraubung folglich nicht zulässig [Tom00]. Der größte Vorspannkraftverlust tritt nach dem ersten Erwärmungszyklus auf [Bee73]. Eine Abkühlung bewirkt dann einen Rückgewinn an Schraubenvorspannkraft, welcher aber weitgehend unabhängig von der Restvorspannkraft in der Verbindung ist [Bee73].



### 2.3.1.2 Einfluss des Elastizitätsmoduls in Laminatdickenrichtung

Der Elastizitätsmodul von FKV in Laminatdickenrichtung  $E_d$  ist im Vergleich mit metallischen Werkstoffen sehr gering ( $\sim 9000$  MPa für unidirektionale Laminat auf Epoxidharzbasis nach *Turlach* [Tur84]). Er wird wesentlich von dem verwendeten Matrixsystem bestimmt und ist stark temperaturabhängig. Mit steigender Klemnteilnachgiebigkeit steigt die Schraubenzusatzkraft bei axialer Belastung der Verbindung grundsätzlich an. Schraubenverbindungen mit FKV-Klemnteil sind somit stärker dauerbruchgefährdet als rein metallische Verschraubungen, da die Ausschlagspannung bei zyklischer Belastung größer ist. Eine notwendige Verbesserung ist laut *Turlach* [Tur84] die konstruktive Anpassung der Verbindungssteifigkeit bspw. mit federnden Unterlegscheiben oder speziellen Bundköpfen. Bei besonders sicherheitskritischen Verschraubungen sind zusätzliche Buchsen in die Bohrung einzukleben [Tur84]. Das Prinzip ist bekannt aus der Versteifung von Anschraubpunkten an Kunststoffbauteilen (meist Spritzguss) mit sogenannten „compression limiters“ (siehe bspw. [NN15]).

Zusammenfassend wird die Schraube bei kraftschlüssigen Schraubenverbindungen mit FKV tendenziell stärker beansprucht als bei metallischen Fügeteilen. In der Literatur werden konstruktive Maßnahmen empfohlen, um insbesondere bei zyklischer Belastung einen Dauerbruch der Schraube durch eine zu hohe Schraubenzusatzkraft zu vermeiden.

### 2.3.1.3 Einfluss der Feuchte

Kunststoffe gelten als nicht diffusionsdicht, weshalb sie Feuchtigkeit aus der Umgebungsluft aufnehmen und abgeben können [She76, Kim11]. Nach *Beelich* [Bee73] ist die über die Zeit verbleibende Vorspannkraft einer Kunststoff-Schraubenverbindung bei Raumtemperatur vom Werkstoff selbst und dessen Neigung zur Feuchteaufnahme bestimmt. Mit der Änderung des Feuchtegehaltes gehen Eigenschaftsänderungen einher, welche positiv aber auch negativ sein können [Sch07a]. Positiv ist einer Verringerung der Sprödigkeit des Laminates. Negativ auf das Vorspannkraftverhalten könnte sich die Verringerung des Glasübergangstemperaturbereichs mit steigendem Feuchtegehalt auswirken. Wie bereits beschrieben, gehen mit dessen Überschreitung starke Eigenschaftsänderungen von Kunststoffen einher. Ein Einfluss des Glasübergangstemperaturbereichs vom Feuchtegehalt ist insbesondere bei Epoxidharzen und Polyamiden erkennbar (Differenz „trocken“ und „feucht“ bis zu 80 K) [Sch07a]. Zusätzlich erhöht sich die Kriechneigung mit steigendem Feuchtegehalt. Kim et. al. [Kim11] untersuchten den Einfluss einer Wassereinlagerung auf das Kriechverhalten von kohlenstofffaserverstärktem Epoxidharz. Die steigende Kriechrate wurde ebenfalls darauf zurückgeführt, dass sich die Glasübergangstemperatur mit dem Feuchtegehalt verringert. Ein weiterer Einfluss auf das Vorspannkraftverhalten könnte durch die Quellung eintreten. Mit steigendem Feuchtegehalte quillt das Laminat auch in

Laminatdickenrichtung, was im verspannten System der Schraubenverbindung zu einer Vorspannkraftänderung führt. *Chen* [Che01] beobachtete ein derartiges Verhalten bei CFK-Schraubenverbindungen und entwickelte ein analytisches Modell des hygrothermischen Verhaltens von FKV-Schraubenverbindungen. Auch *Shivakumar et. al.* [Shi82a] untersuchten das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von FKV-Schraubenverbindungen in transients Umgebung (wechselnde Feuchte und Temperatur) und entwickelte ein Modell zur Beschreibung. *Von Großmann* [Gro15] präsentierte Ergebnisse von Vorspannkraftrelaxationsmessung mit CFK und unterschiedlichem Feuchtegehalt. Tendenziell lässt sich eine steigende Vorspannkraftrelaxation mit steigendem Feuchtegehalt erkennen.

#### 2.3.1.4 Einfluss der Montagevorspannkraft

In zahlreichen Untersuchungen zum Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen mit FKV wurde gezeigt, dass sich die prozentual auf die Montagevorspannkraft bezogene Vorspannkraftrelaxation mit steigender Montagevorspannkraft verringert [Fox84, Jen13, Hub14, Gib13, Tho08, Fri14, Ger13, Zha16]. Der absolute Betrag des Vorspannkraftabfalls steigt mit steigender Montagevorspannkraft. *Hubbertz et. al.* und *Gerhard et. al.* [Hub14, Ger13] erklären diesen Effekt mit einer Verdichtung des Laminates im gepressten Bereich, wodurch lokal der Faservolumengehalt steigt. Das wiederum soll einerseits das Kriechen verringern und andererseits das thermische Ausdehnungsverhalten und damit die Lastplastifizierung verändern. *Kolachalama et. al.* [Kol06] beobachteten ebenfalls eine Verringerung der Vorspannkraftrelaxation mit steigender Vorspannkraft von Blindnietverbindungen. Direktverschraubungen in Kunststoff-Schraubdome verhalten sich laut *Tome* [Tom00] jedoch gegenteilig. Relaxationsversuche an CFK-Prüfkörpern unter Querdruckbelastung zeigen ebenfalls größere Verformungen mit steigender Kontaktflächenpressung [Sca15]. Eine eindeutige Erklärung für den Einfluss der Montagevorspannkraft wurde in der Literatur nicht gefunden. Auch FE-Rechnungen von *Thoppul et. al.* [Tho08] und *Gibson et. al.* [Gib13] zeigen ein kontroverses Ergebnis zum Experiment (höherer Montagevorspannkraft = höhere Vorspannkraftrelaxation).

Ein Vergleich mit Untersuchungen an metallischen Klemmteilen zeigt, dass auch dort der Einfluss der Montagevorspannkraft auf die Vorspannkraftrelaxation nicht eindeutig ist. *Nassar et. al.* [Nas15] stellten bei Verschraubungen mit Magnesium, Aluminium und Stahl Klemmteilen fest, dass die Vorspannkraftrelaxation unabhängig von der Montagevorspannkraft ist. Nach *Chen et. al.* und *Westphal et. al.* [Che97, Wes05] sinkt der prozentuale Vorspannkraftverlust mit sinkender Montagevorspannkraft bei Magnesium Klemmteilen. Laut *Beelich* [Bee73] verbleibt innerhalb kurzer Zeit bei hoher Montagevorspannkraft auch eine höhere Restvorspannkraft. Mit zunehmender Zeit führen bei metallischen Werkstoffen jedoch alle Relaxationskurven oberhalb einer

bestimmten Anfangslast zu einer gemeinsamen Grenzkurve und werden somit unabhängig von der Montagevorspannkraft. *Hubbertz et. al.* [Hub14] stellen bei Verschraubungen von Aluminium 7075 und Stahl 42CroMo4 das gleiche Verhalten wie bei CFK fest (höherer Montagevorspannkraft = höhere Vorspannkraftrelaxation). Erklärt wird das damit, dass bei höheren Vorspannkraften der Großteil der Setzbeträge schon während der Montage ausgeglichen wird.

#### 2.3.1.5 Einfluss des Faservolumengehaltes

Über den Einfluss des Faservolumengehaltes auf die Vorspannkraftrelaxation von Schraubenverbindungen wurde in der Literatur noch wenig berichtet. Betrachtet man das reine Werkstoffverhalten, so verringert sich die Kriechrate mit steigendem Faservolumengehalt [Sch07a]. Mit halbempirischer mikromechanischer Näherungsrechnung kann auf das Kriechverhalten bei anderen Faservolumengehalten  $\varphi$  geschlossen werden [Sch07a]. Das beruht jedoch auf Belastungen in Ebenenrichtung und nicht auf der für Schraubenverbindungen relevanten Querdruckbelastung. *Hermsdorf et. al.* [Her15] zeigten in FE-Simulationen eine Abhängigkeit der Vorspannkraftrelaxation von dem Faservolumengehalt. Im Experiment ist dieser Abhängigkeit jedoch wesentlich geringer [Her15]. *Gerhard et. al.* [Ger13] zeigten, dass die Schraubenvorspannkraft an Reinharzproben (Epoxidharz) innerhalb kurzer Zeit komplett relaxiert. Die Literaturstudie zeigt, dass ein kompletter Vorspannkraftverlust innerhalb kurzer Zeit bei FKV-Schraubenverbindungen nicht eintritt. Folglich ist von einem Einfluss der Faserverstärkung und dem Faservolumengehalt auf die Vorspannkraftrelaxation auszugehen, obwohl das Laminat in der matrixdominierten Laminatdickenrichtung senkrecht zu der Faserverstärkung belastet wird.

#### 2.3.1.6 Einfluss des Laminataufbaus

Faserverstärkter Kunststoff besteht aus den beiden Komponenten Faser und Kunststoffmatrix. Die Fasern sind üblicherweise zu Faserhalbzeugen verarbeitet, deren Gestaltung kaum Grenzen gesetzt sind. Meist werden einzelne Faserbündel (sog. Rovings) mit aus der Textilverarbeitung bekannten Verfahren zu Geweben oder Gelegen verarbeitet. Die Wahl des Halbzeuges ist von vielen Gesichtspunkten abhängig. Sie beeinflusst jedoch auch die Eigenschaften des Verbundes. *Andrich* [And13] zeigte, dass die Wahl des Laminataufbaus (Faserorientierung und Faserhalbzeug) einen großen Einfluss auf die Querdruckfestigkeit hat (siehe Kapitel 2.3.2). Gewebeverstärkte Lamine erzielen höhere Festigkeiten als Gelegeverstärkte. Der Laminataufbau scheint auch das Vorspannkraftrelaxationsverhalten zu beeinflussen. *Gerhard et. al.* [Ger13] zeigten, dass die Vorspannkraftrelaxation bei FKV, basierend auf Geweben, geringer ist als mit biaxialem Gelege. *Moritz et. al.* [Aif11] untersuchten das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von GFK (Vinyl-Ester-Harz) Schraubflanschverbindungen. Bei Leinwandgewebe als Faserhalbzeug ließ sich im Bereich des Flächengewichtes zwischen

280 - 390 g/m<sup>2</sup> kein Einfluss auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten feststellen. Bei Satingewebe mit 630 g/m<sup>2</sup> wurde die Vorspannkraftrelaxation jedoch um circa ein Drittel im Vergleich zu Leinwandgewebe verringert. Nach Ergebnissen von *Pang et. al.* [Pan99] scheint es möglich zu sein, mit einer dreidimensionalen Faserverstärkung das Werkstoffkriechverhalten zu verbessern. Mit einem Nähverfahren wurde das Laminat in z-Richtung (Dickenrichtung) zusätzlich mit Fasern versehen. Es scheint naheliegend, dass sich auch das Vorspannkraftrelaxationsverhalten so verbessern lässt. *Flügge et. al.* sowie *Staschko et. al.* [Flü18, Sta17] untersuchten eine lokale Erhöhung der Fügepunktsteifigkeit mit z-Pins (kleine Stäbchen aus Metall oder FKV mit einem üblichen Durchmesser zwischen 0,2 mm und 1,0 mm) und erwarteten zudem einen positiven Einfluss auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten einer Schraubenverbindung. Die Untersuchungen dazu stehen allerdings noch aus.

#### 2.3.1.7 Einfluss Schraubenkopfform / Pressungsverteilung

Die Kontaktflächenpressung  $p$  zwischen Schraube und Klemmteil ist nicht homogen verteilt und kann je nach Schraubenkopfform und dessen Steifigkeitsverhalten stark unterschiedlich ausfallen. *Caccese et. al.* [Cac09] verglichen das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von FKV-Schraubenverbindungen mit Ergebnissen eines selbst definierten „Compression block tests“, welcher das Laminat mit einer homogenen Flächenpressung belastet. Das Relaxationsverhalten war stark unterschiedlich. Eine Bewertung unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeitsverhältnisse der Verbindungen wurde jedoch nicht vorgenommen, weshalb es nicht möglich ist die Ergebnisse zu übertragen. Der Einfluss der Schraubenkopfform auf die Vorspannkraftrelaxation wurde von *Pelletier* [Pel98] untersucht. *Pelletier* berichtet von nur sehr geringen Unterschieden in der Vorspannkraftrelaxation zwischen Senkkopfschrauben und Flachkopfschrauben bei GFK mit Vinylester-Matrix. *Gerhard et. al.* [Ger13] hingegen variierten den Senkkopfwinkel und erzielten die geringste Vorspannkraftrelaxation in CFK-Schraubenverbindungen mit einem Senkkopfwinkel von 130 °. Drucktest zur Definition einer Art Grenzflächenpressung ergaben mit diesem Senkkopfwinkel auch die geringste Laminatschädigung, obwohl die Kontaktflächenpressung  $p$  bei einem Senkkopfwinkel von 90 ° geringer ist.

### 2.3.1.8 Einfluss Nachziehen

Das Nachziehen von Schraubenverbindungen auf die ursprüngliche Montage-spezifikation wird häufig genutzt, wenn die Zugänglichkeit zu der Schraubstelle und dem Produkt selbst noch gegeben ist. *Schoft* [Sch07] berichtet von primärem Kriechen mit großer Kriechgeschwindigkeit nach dem erstmaligen Verspannen elektrotechnischer Verbindungen (Aluminium). Als Folge des Nachziehens tritt kein primäres Kriechen mehr auf und der Vorspannkraftabfall startet im quasi-stationären Kriechbereich mit minimaler Kriechgeschwindigkeit. Dem gleichen Effekt schreiben *Sohn et. al.* [Soh98] die positive Wirkung eines Nachziehens bei Magnesium-Schraubenverbindungen zu. Ein Nachziehen der Verbindung bewirkt einen „Start“ der Kriechprozesse im sekundären Kriechbereich und entsprechend geringerer Kriechrate als nach dem Erstanzug. Auch weitere Autoren berichten positives von dem Nachziehen bei rein metallischen Schraubenverbindungen [Dru06, Kin00]. Es wird jedoch auch gegenteiliges berichtet. Laut *Wiegand et. al.* [Wie68a] bewirkt ein Nachziehen bei rein metallischen Schraubenverbindungen nicht immer auch höhere Restvorspannkraften. *Tome* [Tom00] berichtet, dass das Nachziehen auch bei Direktverschraubungen in dem Werkstoff PA6 vorteilhaft ist. Ein Nachziehen, 10 - 30 min nach der Montage, soll zu einer 12 % höheren Restvorspannkraft nach 100 h führen. Für diese Arbeit ist insbesondere von Interesse, wie sich ein Nachziehen auf Durchsteckverschraubungen mit FKV auswirkt. [Jen12, Pel98, Isa06; Sca15] berichten auch bei derartigen Schraubenverbindungen von einem positiven Effekt in Bezug auf die Vorspannkraftrelaxation.

*Jensen et. al.* [Jen12] untersuchten das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von FKV-Schraubenverbindungen der Gewindegröße M20, einer Laminatdicke von 60 mm (Polyester Matrix mit Glasfaserverstärkung) und einer Auslagerungsdauer von 12 Jahren. Eine Probe wurde nach einer Auslagerungsdauer von 14 Monaten gelöst und folgend mit ihrer ursprünglichen Montagevorspannkraft  $F_0$  montiert. Verglichen mit einer neuen Probe verringerte sich der Vorspannkraftabfall in den ersten 24 h nach Montage um 13 %. Besonders deutlich ist der positive Effekt bei der Betrachtung der Zeitdauer für eine weitere Vorspannkraftreduktion um 20 %. Im Fall der nachgezogenen Probe waren dafür 11 Jahre nötig, wobei es nur 14 Monate bei nicht nachgezogenen Verbindungen dauerte. Nach [Jen12] wird ein Nachziehen, 24 h nach der Schraubenmontage, empfohlen und eine Abhängigkeit dieses Nachziehzeitpunktes von der Laminatdicke wurde vermutet.

*Pelletier* [Pel98] untersuchte Durchsteckschraubenverbindungen an Laminaten mit VE-Harz und Glasfaserverstärkung und zog die Verbindungen nach definierten Zeitpunkten (drei Tagen, einer Woche, zwei Wochen, zweimal nach jeweils drei Tagen, dreimal nach jeweils drei Tagen) nach. Beurteilt nach einer Auslagerungszeit von 2000 h bei Raumtemperatur, wirkt sich ein Nachziehen grundsätzlich positiv auf den Betrag der Vorspannkraftrelaxation aus. Mit steigender Anzahl der Nachziehvorgänge verbessert sich das Verhalten. Nach *Wiegand* [Wie68a] erhöht sich mit steigender Anzahl der

Nachziehvorgänge aber auch die Gefahr eines Schraubenbruches. Weiterhin wurde festgestellt, dass die Vorspannkraftrelaxationsrate in nachgezogenen Verbindungen eine stärkere Abhängigkeit von der Umgebungstemperatur zeigt, als die von nicht nachgezogenen Verbindungen.

*Scattina et. al.* [Sca15] beschrieben eine Änderung der Querdruck-Kriechkurve, wenn derselbe Prüfkörper zweimal hintereinander geprüft wird. Die Kriechverformung bei dem zweiten Durchgang ist deutlich geringer. Oberflächenrauheitsmessungen zeigen nach dem zweiten Durchgang zudem eine wesentlich geringere Oberflächenrauheit, was auf eine Glättung der Oberfläche im ersten Versuchsdurchgang schließen lässt. Dieses „Verformungspotential“ kann im nächsten Versuchsdurchgang somit nicht mehr zu einer plastischen Verformung führen. [Sca15] geht folglich von einem verbesserten Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen mit CFK aus, wenn diese nachgezogen werden.

#### 2.3.1.9 Einfluss externer (zyklischer) Belastung

*Thoppul et. al.* [Tho08] untersuchten unter anderem den Einfluss einer externen Belastung auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von CFK-Schraubenverbindungen. Zwei CFK-Versuchskörper wurden einschnittig durch eine Schraube verbunden; und unter Dreipunkt-Biegung (Druckschwellend  $R = 0$ ) belastet. Für die praktische Anwendung ist dieser Lastfall jedoch selten relevant. Bei sehr geringer Prüffrequenz (1 Hz) wurde eine Vorspannkraftrelaxation analog einer Verbindung ohne zyklische Belastung gemessen. Eine Erhöhung der Prüffrequenz auf zwei bzw. fünf Hertz verstärkt die Vorspannkraftrelaxation. Erklärt wurde das mit der erhöhten Reibungswärme an den Kontaktflächen der Verbindung, welche die Verbindung aufheizt. Eine derartige Probenerwärmung bei zyklischer Belastung von CFK-Schraubenverbindungen wurde auch von *von Großmann* [Gro15] beobachtet. Auch *Zhang et. al.* [Zha16] untersuchten das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von CFK-Schraubenverbindungen unter externer Anregung. Einschnittige Verbindungen wurden einseitig auf einem Shaker eingespannt und bei Raumtemperatur zum Schwingen gebracht. Die zyklische Belastung führte zu einer Erhöhung der Vorspannkraftrelaxation im Vergleich zur unbelasteten Verbindung. Mit sinkender Montagevorspannkraft steigt die Vorspannkraftrelaxation bei zyklischer Belastung.

#### 2.3.1.10 Modelle zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation

Schraubenverbindungen müssen so ausgelegt werden, dass eine nötige Mindestvorspannkraft  $F_{min}$  über die gesamte Produktlebensdauer erhalten bleibt. Für das Vorspannkraftrelaxationsverhalten maßgeblich ist das zeitliche Werkstoffverhalten aller im Klemmverband verspannten Komponenten. Mindestens sind das, Schraube, Mutter bzw. Gewindeteil und Klemmteil. Je nach Verbindungsgestaltung müssen teilweise

Unterlegscheiben, Beschichtung, Dichtungen und besondere Oberflächenverhältnisse (bspw. „gecrackte“ Oberflächen bei Crackpleuel) mit in die Betrachtung einbezogen werden.

Im Entwicklungsprozess kann die Produktlebensdauer versuchstechnisch meist nicht abgebildet werden, weshalb nach Möglichkeiten gesucht wird, das Vorspannkraftverhalten von Schraubenverbindungen vorhersagen zu können. Eine Möglichkeit ist die Extrapolationsmethode. Mit grafischen oder rechnerischen Verfahren kann das Langzeitverhalten der Schraubenvorspannkraft aus dem Kurzzeitverhalten (versuchstechnisch ermittelt) abgeleitet werden [Bee70]. Eine Extrapolation kann in bestimmten Fällen jedoch nicht zulässig sein, wie Untersuchungen von *Beelich* [Bee73] zeigen. Das Materialverhalten von Schrauben aus dem Werkstoff 21CrMoV5-11 veränderte sich über einer Temperatur von 500 °C deutlich, was Auswirkungen auf das Vorspannkraftverhalten hatte und von der Extrapolation nicht abgebildet werden konnte. Eine Extrapolation ist damit auch bei geringeren Temperaturen unsicher, weil dasselbe Materialverhalten auch bei geringerer Temperatur und späterem Zeitpunkt erwartet wird [Bee73]. Neuere Erkenntnisse zeigen, dass eine Extrapolation mit Kenntnis des Systemverhaltens und der Belastungsparameter möglich ist.

Für die Beschreibung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von Schrauben wurde häufig der Ansatz gewählt, dieses basierend auf dem Werkstoffkriechverhalten, als primäre Quelle für den Vorspannkraftverlust, zu beschreiben [Xia18, Lu16]. Die Folgend erläuterten zwei Verfahren der Modellbildung werden dazu häufig genutzt:

- Modellrheologie

Rheologische Modelle sind Ersatzmodelle für das Werkstoffverhalten, welche aus elementaren Feder- und Dämpfermodellen bestehen und die beschreibende Differenzialgleichung aus einer Überlagerung dieser Elemente abgeleitet wird [Sch13]. Basis ist in der Regel ein Zeitstandversuch, genauer ein Kriechversuch an Werkstoffproben. Relaxationsversuche sind versuchstechnisch aufwendig und werden deshalb selten durchgeführt [Bee70, Sch07a]. Das versuchstechnisch ermittelte Verhalten wird folgend mit dem rheologischen Modell beschrieben, indem dessen Parameter so angepasst werden, dass sie dem experimentellen Verlauf möglichst genau beschreiben. Ein bekanntes und häufig genutztes Modell zur Beschreibung des Verhaltens von Kunststoffen ist das 4-Parameter-Modell oder Burgers-Modell [Sch07a]. *Yuan Yao* [Yao11] verwendete ein leicht modifiziertes Burgers-Modell zur Beschreibung des Kunststoff-Materialverhaltens von Vorspannkraftuntersuchungen an Direktverschraubungen.

- Phänomenologische Modelle

Phänomenologische Modellansätze basieren auf der experimentellen Beobachtung (Kriechversuch, Vorspannkraftrelaxationstest, etc.), aus welcher eine empirische Gleichung zur Beschreibung des Verhaltens abgeleitet wird. Besonders geeignet dazu sind Potenz- und Exponentialfunktionen [Sch07a].

*Shivakumar et. al.* [Shi82a] nutzten ein phänomenologisches Modell zur Beschreibung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von Durchsteckverschraubungen mit CFK-Klemmteil. Basis war eine FE-Rechnung, aus deren Ergebnissen eine Gleichung zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation abgeleitet und im Experiment bestätigt wurde. Das zeitabhängige Materialverhalten des Epoxidharzes wurde aus Messungen von [Kib79] übernommen. Das Modell zur Beschreibung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens beruht auf der Annahme, dass sich die Verbindungsnachgiebigkeit analog verhält, wie die zeitabhängige Nachgiebigkeit des Epoxidharzes, woraus sich die Gleichung für die zeitabhängige Nachgiebigkeit der Schraubenverbindung ergibt:

$$D_t = D_0 + D_1 \cdot t^m \quad 10$$

$D_t$  ist dabei die zeitabhängige und  $D_0$  die initiale elastische Nachgiebigkeit der Schraubenverbindung. Als  $D_1$  wird eine viskoelastische Nachgiebigkeitskonstante der Schraubenverbindung bezeichnet,  $m$  ist der viskoelastische Exponent und  $t$  die Auslagerungszeit.

Die Schraubenvorspannkraft  $F_s$  ist proportional zu inversen der Nachgiebigkeit und somit proportional zur Steifigkeit. Daraus folgt für die zeitabhängige Schrauben-vorspannkraft  $F_s(t)$ :

$$F_s(t) \approx \frac{1}{D_t} = \frac{1}{D_0 \cdot (1 + \frac{D_1}{D_0} \cdot t^m)} \quad 11$$

oder mit  $a$  als viskoelastische Vorspannkraftkonstante:

$$F_s(t) = \frac{F_0}{1 + a \cdot t^m} \quad 12$$

Das Modell von *Shivakumar et. al.* [Shi82a] wurde häufig in Untersuchung des Vorspannkraftverhaltens von CFK-Schraubenverbindungen herangezogen [Sch91, Hor94, Cac09, Tho08, Her15, Xia18, Fox84]. Es wurde unter der Annahme entwickelt, das nur primäres bzw. transientes Kriechen auftritt [Xia18]. Stationäres Kriechen wird somit nicht berücksichtigt.



Ein weiteres häufig genutztes phänomenologisches Modell, welches zur Beschreibung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von FKV-Schraubenverbindungen entwickelt und genutzt wurde, ist jenes von *Pelletier et. al.* [Pel05]:

$$F_s(t) = \beta \cdot F_0 \cdot (1 + t)^{-\gamma} \quad 13$$

$\gamma, \beta$  sind Koeffizienten, welche aus experimentellen Ergebnissen bestimmt werden. Für nähere Informationen sei auf die Literaturstellen verwiesen.

Die bis jetzt gezeigten Ansätze berücksichtigen die Mechanik von Schraubenverbindungen nicht. *Arimond* [Ari95] entwickelte einen Ansatz zur Beschreibung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von Schraubenverbindungen mit Klemmteilen aus faserverstärktem Phenolharz. Basis des Modells sind Gleichgewichtsbeziehungen zwischen Schraube und Klemmteil und die Einführung einer zeitabhängigen des Klemmteils. Basis dieser zeitabhängigen Beschreibung bildeten die in [Ari93] durchgeführten Kriechversuche unter Dreipunkt-Biegung.

Für die zeitabhängige Vorspannkraft ergibt sich folgende Gleichung:

$$F_s(t) = F_0 \cdot \frac{\delta_s + \left(\frac{l_k}{A_{\text{Auflage}}}\right) \cdot f_p}{\delta_s + \left(\frac{l_k}{A_{\text{Auflage}}}\right) \cdot (f_p + B \cdot t^{0,25})} \quad 14$$

$F_s(t)$  zeitabhängige Schraubenvorspannkraft

$F_0$  Montagevorspannkraft

$\delta_s$  Schraubennachgiebigkeit

$l_k$  Klemmlänge bzw. Klemmteildicke

$A_{\text{Auflage}}$  Auflagefläche der Schraube

$f_p$  elastische Stauchung des Klemmteils

$B \cdot t^{0,25}$  zeitabhängige Kriechverformung des Klemmteils

$B$  Koeffizient

$t$  Auslagerungszeit

Diese Gleichung wird in der Literatur nicht nur zur Beschreibung des Vorspannkraftverhaltens von Kunststoffschraubenverbindungen eingesetzt. *Chen et. al.* und *Jaglinski et. al.* [Che97, Jag07] verwendeten sie für metallische Verschraubungen und *Hwan-Seon et. al.*, *Nah et. al.* und *Yang et. al.* [Hwa12, Nah10, Yan99] für

Verschraubungen mit (kriechender) Beschichtung im Klemmverband. Das zeigt, dass der zeitliche Verlauf der Vorspannkraftrelaxation sowohl bei metallischen als auch bei Kunststoffverschraubungen ähnlich ist und Modelle zur Beschreibung übergreifend Gültigkeit haben.

*Xiao et. al.* [Xia18] entwickelten ein semi-analytisches Modell zur Beschreibung des Vorspannkraftverhaltens von FKV-Schraubenverbindungen, was weitgehend auf theoretischen Ansätzen beruht und eine genauere Vorhersage der Schraubenvorspannkraftrelaxation als das Modell von *Shivakumar et. al.* [Shi82a] ermöglichen soll. Für Näheres sei auf die Literaturstelle verwiesen.

Zusammenfassend wurden bereits zahlreiche Ansätze entwickelt, um das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen mit FKV zu beschreiben. Basis dieser Ansätze bildet meist das zeitabhängige Werkstoffverhalten, was anhand von Kriechversuchen (Drei-Punkt-Biegung bei [Ari95] oder auf anderem Weg (bspw. elektrische Leitfähigkeitsmessung) [Kib79] ermittelt wurde. Die Schraube belastet das Laminat unter Querdruck und es ist fraglich, ob das Langzeitverhalten in dieser matrixdominierten Richtung vergleichbar mit dem Verhalten bei primärer In-plane Belastung (Zug, Biegung) ist. Das Langzeitverhalten von FKV unter Querdruck ist Gegenstand aktueller Forschungen (siehe bspw. [Sca15]). Die Beweggründe für derartige Forschungsaktivitäten sind den wandelnden Einsatzgebieten von Bauteilen aus FKV geschuldet. Bauteile aus FKV werden geometrisch komplexer und häufig auch gedrungener mit großen Laminatdicken. Die Beanspruchung in Laminatdickenrichtung nimmt zu und kann häufig nicht mehr vernachlässigt werden.

Die gezeigten Ansätze zur Beschreibung des Langzeitverhaltens von Schraubenverbindungen mit FKV sind nur gültig bei Annahmen wie einem linear viskoelastischen Werkstoffverhalten (nur gültig bei relativ geringen Spannungen) [Shi82b] oder einer homogenen Beanspruchung [Ari95]. Wichtige Teilbeiträge zur Vorspannkraftrelaxation wie die Lastplastifizierung oder die irreversible Änderung der Werkstoffeigenschaften bei Temperaturerhöhung können aktuell nicht abgebildet werden.

Das Vorspannkraftrelaxationsverhalten ist zentral für die Funktionalität einer CFK-Schraubenverbindungen. Um bei metallischen Verschraubungen zu hohe Vorspannkraftverluste zu vermeiden ist ein Faktor die Einhaltung einer sogenannten ertragbaren Kontaktflächenpressung oder Grenzflächenpressung. In dem folgenden Kapitel werden Ergebnisse einer Literaturstudie zur ertragbaren Kontaktflächenpressung von FKV zusammengefasst.

### **2.3.2 Ertragbare Kontaktflächenpressung von Faser-Kunststoff-Verbunden**

Die Schraubenvorspannkraft wird über den Schraubenkopf bzw. die Mutter in das/die Klemmteil/e eingeleitet. Voraussetzung einer zuverlässigen Schraubenverbindung mit

FKV ist, dass das Laminat durch diese Lasteinleitung nicht geschädigt wird. Schädigungen, bereits hervorgerufen bei der Schraubmontage, könnten im späteren Betrieb insbesondere bei zyklischer Belastung zu einem Rissfortschritt und einem Ausfall des Bauteils führen.

Um die Auflagefläche von Schrauben zu dimensionieren, wurde bei rein metallischen Verschraubungen die sogenannte Grenzflächenpressung  $p_g$  eingeführt (nähere siehe [Jun61, Has97]). Unter der Grenzflächenpressung wird eine maximal zulässige Kontaktflächenpressung  $p$  verstanden, bis zu welcher davon ausgegangen werden kann, dass keine Fließ- bzw. Kriechvorgänge eintreten, welche letztlich zu Vorspannkraftrelaxation führen können [Jun61]. Bei metallischen Werkstoffen können Kontaktflächenpressungen  $p$  oberhalb der Werkstoff-Quetschgrenze zugelassen werden, da die Deformation der Auflagefläche zu einer Kaltverfestigung führt [Jun61]. Die Erkenntnisse aus der Erforschung der Grenzflächenpressung metallischer Werkstoffe sind heute in Auslegungsrichtlinien und Normen für Schraubenverbindungen niedergeschrieben (siehe bspw. [VDI2230]). Zugrundeliegende Prüfverfahren sind jedoch nicht genormt. *Hasselmann* [Has97] empfiehlt, dass es für bestimmte Werkstoffgruppen sinnvoll sein kann, das Langzeitverhalten zu betrachten, da sonst keine technologisch sinnvolle Beschreibung der Grenzflächenpressung möglich sei. Das ist insofern sinnvoll, als Werkstoffe existieren, welche hohe Kontaktflächenpressungen ohne Versagen ertragen können, aber aufgrund von Werkstoffkriechprozessen schon bei wesentlich geringeren Kontaktflächenpressungen zu einer starken Vorspannkraftrelaxation der Schraubenverbindung neigen.

Das Verhalten von FKV unter Querdruck war lange Zeit nicht von großer technischer Bedeutung, da Bauteile meist schalenförmig und mit geringer Laminatdicke gestaltet waren. Die rechnerische Dimensionierung erfolgte in der Regel nur zweidimensional bzw. wurde auf ein zweidimensionales Problem reduziert (in-plane Problem) [Tho11]. Ein bekanntes Beispiel dafür ist die Berechnung nach der klassischen Laminattheorie (CLT). Eine von mehreren Annahmen der CLT ist, dass das zu analysierende Laminat dünn und alle Verformungen im Verhältnis zu den Laminatdicken klein sind. Der Einsatzbereich von FKV-Bauteilen hat sich von „sekundären Anwendungen“ hin zu „primären Anwendungen“ in Hauptlastpfaden, wie bspw. dem Flügelkasten von Flugzeugen, gewandelt. Die klassische Anwendung in flächigen Strukturen wurde erweitert und FKV-Strukturen im Anwendungsfeld des Automobilbaus sind oftmals gedrungen und mit großer Laminatdicke. Bei diesen Anwendungsfällen kann die Beanspruchung in Laminatdickenrichtung häufig nicht mehr vernachlässigt werden, was der Auslöser für zahlreiche Forschungstätigkeiten auf dem Gebiet „3D-beanspruchte FKV“ war (siehe [Tho11, Sch06, Cha04, Abo03, Kim10, And13]). Insbesondere werden verlässliche Kennwerte für die Entwicklung und Bewertung von Versagenskriterien benötigt [Tho11, Sch06].

Die Schraubenverbindung von FKV ist ein prädestiniertes Beispiel für eine Anwendung, welche in Kombination mit der auf das Bauteil wirkenden äußeren Belastung eine 3D-Beanspruchung in dem Laminat hervorruft. *Andrich* [And13] beschreibt die durch eine Querdruckbeanspruchung an einem Mehrschichtenverbund hervorgerufenen Mechanismen auf Mikro- und Meso-Ebene. Da diese Effekte das Versagensverhalten teilweise erheblich beeinflussen, wurden sie in Bild 5 zusammengefasst und folgend näher beschrieben.

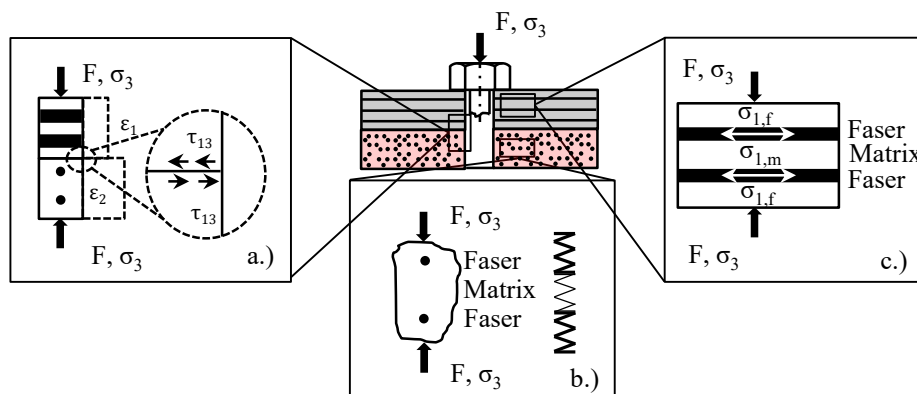


Bild 5: Strukturell bedingte Effekte eines FKV unter Querdruckbeanspruchung [nach And13]

#### Interlaminare Randspannungen (Bild 5a)

Die Ursache von interlaminarer Randspannung ist das unterschiedliche Querdehnungsverhalten der Einzelschichten (Betrachtung auf Meso-Ebene). Jede Einzelschicht für sich betrachtet, verhält sich transversal isotrop. Aufgrund des unterschiedlichen Ablagewinkels der Fasergelege bewirkt die unterschiedlich ausgeprägte Querdehnung interlaminare Schubspannungen  $\tau_{13}$  zwischen den Schichten.

#### Dehnungsvergrößerungseffekt (Bild 5b)

Faser und Matrix können in Dickenrichtung als in Reihen geschaltete Federn mit unterschiedlichen Federkonstanten betrachtet werden. Die Faser ist wesentlich steifer als die Matrix und verformt sich folglich um einen geringeren Betrag. An der Kontaktfläche zwischen Faser und Matrix (sog. Interface) entstehen Spannungsüberhöhungen, weshalb dort oft der Schädigungseintritt ist.

#### Faserparallele Zwangsspannung durch Querdruckbeanspruchung (Bild 5c)

Ein Faserverbund-Werkstoffvolumenelement mit transversal isotropem Werkstoffcharakter reagiert auf eine Querdruckbeanspruchung mit der Induzierung von Faserspannung. Ursächlich ist das stark unterschiedliche Querdehnungsverhalten von Faser und Matrix. Die Querdehnung der Matrix wird durch die Faserverstärkung

unterdrückt (Druckspannung  $\sigma_{1,m}$  entsteht) und die Querdehnung folglich der Faser aufgeprägt (Zugspannung  $\sigma_{1,f}$ ).

Liegt der Schraubenkopf oder die Mutter direkt auf dem Laminat auf, so entsteht während der drehenden Schraubmontage noch eine weitere Beanspruchung in dem Laminat. Aufgrund der Unterkopfreibung entstehen Schubspannungen. Bei orthogonaler Beziehung zwischen Wirkrichtung der Spannung und Faserorientierung unter dem Schraubenkopf wurden in Untersuchungen von *von Großmann* [Gro13] Matrixrisse erzeugt.

Abhängig von den Versuchsparametern wurden von *Andrich* [And13] bei unidirektional verstärkten Laminaten (UD-Laminaten) Querdruck-Bruchspannungen von ca. 200 MPa gemessen. Wird aus einzelnen UD-Schichten ein Mehrschichtenverbund (MSV), genauer ein Kreuzverbund (0/90) konfiguriert, so erhöht sich die Bruchspannung um Faktor drei bis vier. Mit feinerer Schichtung (geringe Flächengewichte der Einzelschichten) erhöht sich die Bruchspannung tendenziell [And13]. *Kim et. al.* [Kim10] ermittelten für eine ähnliche Laminatkonfiguration (CFK Epoxidharz Kreuzverbund) eine Querdruckfestigkeit von  $\sim 1300$  MPa, was in etwa vergleichbar ist mit den Ergebnissen von *Andrich* [And13]. Die Festigkeitserhöhung bei Laminaten mit mehreren Faserorientierungen wird mit der Querdehnungsbehinderung der einzelnen Schichten erklärt. Je dünner die Einzelschicht, desto stärker wirkt die Querdehnungsbehinderung und verzögert den Schädigungsbeginn [And13]. *Andrich* [And13] stellte außerdem eine Abhängigkeit der Bruchspannung von dem Schlankheitsgrad (Verhältnis Prüfkörperhöhe zu Kantenlänge der Grundfläche) des Prüfkörpers fest. Stark gedrungene Prüfkörper (Schlankheitsgrad kleiner 1) erzielen höhere Bruchspannungen, was auf den sich ausbildenden Spannungszustand im Prüfkörper und auf Querdehnungsbehinderungen in der Druckfläche zurückzuführen ist [And13]. Laminat aus Gewebelamellen erzielen höhere Festigkeiten als Gelege [And13]. Die Laminatkonfiguration hat somit einen Einfluss auf die Querdruckfestigkeit. Insbesondere bei Mehrschichtenverbunden sind Festigkeiten erzielbar, welche grundsätzlich ausreichend erscheinen, um die Schraubenvorspannkraft bzw. Kontaktflächenpressung üblicher Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 zumindest kurzzeitig zu ertragen. Das bedeutet jedoch noch nicht, dass die Vorspannkraft auch langfristig erhalten bleiben muss.

Zur Definition einer Grenzflächenpressung für FKV scheint der reine Bezug auf die Bruchspannung nicht sinnvoll, da das zeitabhängige Werkstoffverhalten, und somit die Vorspannkraftrelaxation, nicht berücksichtigt wird. In der Literatur werden Werte für die Grenzflächenpressung angegeben, deren Ursprung und Ermittlungsmethode häufig nicht nachvollziehbar ist. *Schürmann* [Sch07a] empfiehlt eine Flächenpressung von 120 MPa nicht zu überschreiten. Weiterhin gibt *Schürmann* [Sch07a] eine Querdruckfestigkeit von GFK und CFK von mindestens 150 MPa an. Einen ähnlichen Wert von 156 MPa

empfiehlt *Turlach* [Tur84] für CFK-Lamine. Einen deutlich höheren Wert von 305 MPa ermittelte *Noll* [Nol08] mit Querdrucktests unter Auswertung der Verformungskurve und des bleibenden plastischen Eindruckes. Untersuchungen mit ähnlichem Versuchsaufbau, jedoch nicht mit Druckstempeln, sondern Schraubenköpfen, führten *Gerhard et. al.* [Ger13] durch. Als Maß für die Schädigung wurde das so bezeichnete Verformungsverhältnis eingeführt, was als Verhältnis zwischen bleibender Verformung nach der Belastung und der Gesamtverformung (inklusive elastischem Verformungsanteil) definiert wurde. Abhängig vom Laminataufbau, Prüfkraft und Senkwinkel der Schrauben wurde zusammengefasst, dass die Flächenpressung nicht als alleiniger Wert für die Verschraubung von faserverstärkten Kunststoffen herangezogen werden kann, sondern auch das Verformungsverhältnis zu beachten ist.

Aufgrund der nicht vorhandenen Wissensbasis zur Grenzflächenpressung von FKV wurden Schrauben auch häufig mit der Hälfte des für metallischen Schraubenverbindungen spezifizierten Montagedrehmomentes (nach NASA Technical Standard MSFC-STD-486B [NN11]) montiert [Zha02]. *Zhao* und *Kostreva* [Zha02, Kos02] nahmen das zum Anlass, um etwaige Schädigungen des Laminates durch die Schraubmontage zu untersuchen. Basis waren Montagetests an einem Schraubenprüfstand und simultaner Messung der akustischen Emission an der FKV-Probe. Faserbrüche und Matrixrisse sollten so detektiert werden. Im gesamten Kraftbereich bis zum Schraubenbruch wurde kein Laminatversagen detektiert. Es wurde somit empfohlen, für FKV-Verschraubungen die gleichen Montagedrehmomente zu verwenden, als für metallische Verschraubungen. Dieses Ergebnis deckt sich mit der von *Andrich* [And13] gemessenen hohen Querdruckfestigkeit an Mehrschichtenverbunden.

*Elter* [Elt15] untersuchte reibschlüssige Krafteinleitungen in FKV-Bauteilen. Da die Querdruckfestigkeit von UD-Laminaten relativ gering ist, wurde ein sogenanntes Krafteinleitungslaminat zwischen Schraubenkopf/Mutter und UD-Laminat mitverspannt. Dieses wurde aus möglichst dünnen, alternierenden 0°/ 90°-Schichten aufgebaut, um den Effekt der Querdehnungsbehinderung (und damit die Querdruckfestigkeit) zu maximieren. Die Untersuchungen mit Norm-Inbusschrauben der Größe M12 haben gezeigt, dass die maximale Vorspannkraft einer 8.8 Schraube damit schädigungsfrei eingeleitet werden konnte. Bei der Festigkeitsklasse 10.9 treten erste Zwischenfaserbrüche am Randbereich der Bohrung des zu fügenden Laminates auf.

Wie von [And13, Kim10, Cha04, Abo03, Tho11] gezeigt, ist die Querdruckfestigkeit von FKV mit textiler Faserverstärkung wesentlich höher als die von UD-Laminaten, was mit dem Effekt der Querdehnungsbehinderung der einzelnen Schichten erklärt wird [And13]. Zur Dimensionierung einer Schraubenverbindung mit dem Hintergrund einer schädigungsfreien Lasteinleitung in das Laminat ist somit die Kenntnis über vorliegenden Werkstoffeigenschaften des FKV besonders wichtig. Eine Angabe eines allgemeingültigen Richtwertes für FKV scheint nicht sinnvoll, da sich die Querdruckfestigkeit

zwischen UD-Laminat und Mehrschichtenverbund mit textilem Faserhalbzeug um  $\sim$  Faktor 5 unterscheiden kann. Hinzu kommen noch weitere Parameter, die das Querdruckverhalten beeinflussen dürften, wie bspw. der Matrixwerkstoff, der Faservolumengehalt, das Herstellungsverfahren, etc. Insbesondere das Versagensverhalten von FKV mit textilen Faserhalbzeugen und dessen Vorhersage ist aktuell noch Gegenstand zahlreicher Forschungsarbeiten. Etablierte Versagenskriterien von Laminaten (Hashin/Puck) (siehe bspw. [Puc96]) gelten für spröde UD-Schichten oder Mehrschichtenverbunde aus diesen UD-Schichten. FKV mit komplexeren Faserverstärkungen (mit textilen Faserhalbzeugen) benötigen somit Versagenskriterien, welche die komplexeren Bruchphänomene beschreiben. Einen weiteren Einfluss auf das Versagen, und damit die Grenzflächenpressung, könnte die Lasteinleitung der Schraube in das Laminat haben. Schrauben belasten das Klemmteil nicht homogen. In Kombination mit dem heterogenen Werkstoffaufbau ist ein lokales Versagen einzelner Werkstoffzonen schon weit vor dem globalen Versagen möglich. Harzreiche Zonen (sog. Harzinseln) können beispielsweise weitaus früher versagen. Parallel zu der beschriebenen schädigungsfreien Lasteinleitung muss im Hinblick auf die Definition einer Grenzflächenpressung das Langzeitverhalten und damit die Vorspannkraftrelaxation beachtet werden. Auch wenn statisch hohe Kontaktflächenpressungen ertragen werden können, ist der langzeitige Erhalt der Schraubenvorspannkraft dadurch noch nicht gewährleistet. Wie in Kapitel 2.3.1 gezeigt, ist teilweise mit einer deutlichen Vorspannkraftrelaxation zu rechnen.

### 3 Zielstellung

CFK hat aufgrund seiner herausragenden mechanischen Eigenschaften und verbesserten Fertigungs- und Auslegungsverfahren den Einzug in den Automobilbau gefunden. Dort müssen derartige Bauteile mit Fügeverfahren in die Fahrzeugstruktur integriert werden. Das Einsatzgebiet „Fahrzeugbau“ hat in Bezug auf die Fügeverfahren neue Randbedingungen zur Folge, welche in den üblichen Anwendungsgebieten, Luft- und Raumfahrt, so nicht existieren:

- Kosten

Die akzeptierten Leichtbaukosten sind im Fahrzeugbau wesentlich geringer als bspw. in der Luft- und Raumfahrt. Dort werden CFK-Bauteile häufig mit Bolzen oder Nieten gefügt. Die dazu nötige Vorbearbeitung der Fügestelle ist sehr aufwendig (Einhaltung von Toleranzen, Korrosionsschutz etc.) und ist deshalb nicht für die Anwendung in der Serienfertigung im Automobilbau geeignet.

- Bauteilkomplexität und Beanspruchung in Laminatdickenrichtung

Bauteile im Fahrzeugbau sind im Vergleich zu Bauteilen in der Luft- und Raumfahrt tendenziell komplexer. Das bezieht sich auf eine häufig gedrungene Form mit vielen Biegungen und Wanddickensprüngen. Daraus folgt für das Laminat eine signifikante Beanspruchung in Laminatdickenrichtung, welche bei flächigen, dünnwandigen FKV-Bauteilen in der Auslegung oftmals noch vernachlässigt werden kann. Die in der Luft- und Raumfahrt eingesetzte Bolzen- und Nietverbindung ist primär für Schubbeanspruchungen ausgelegt und ist somit nicht als Fügeverfahren für derartige Bauteile geeignet. Bei der kraftschlüssigen Verbindung mit Schraube muss das Laminat die langfristig wirkende Schraubenvorspannkraft ertragen, welche in die unverstärkte Laminatdickenrichtung wirkt.

- Lösbarkeit

Im Fahrzeugbau ist oftmals eine Lösbarkeit von Verbindungen gefordert. Diese Eigenschaft wird von den üblichen Verbindungstechniken in der Luft- und Raumfahrt in der Regel nicht erfüllt.

In dieser Arbeit werden kraftschlüssig wirkende Schraubenverbindungen mit CFK untersucht, da dieses Fügeverfahren in seiner grundsätzlichen Auslegung, Montage und Qualitätskontrolle etabliert ist und zahlreiche Normen und Standards dazu existieren. In Summe bietet das Verfahren folgende Vorteile für die Verbindung von FKV-Bauteilen in der Serienfertigung im Automobilbau:

- Es existiert eine große Wissensbasis hinsichtlich der Auslegung und des Verhaltens bei metallischen Fügepartnern.



- Die Schraubmontage ist für die Großserienfertigung im Fahrzeugbau geeignet und etabliert.
- Fügeelemente sind in zahlreicher Varianz vorhanden und zum Teil genormt.
- Es ist keine aufwendige Vorbearbeitung der Fügeteile nötig. So ist bspw. im Gegensatz zur Bolzen- oder Nietverbindung keine genaue Passung zwischen Schraube und CFK-Klemmteil einzuhalten.

Normen für die Auslegung von Schraubenverbindungen sind grundsätzlich vorhanden. Auslegungshinweise für die kraftschlüssige Verschraubung von CFK oder allgemein FKV sind dort jedoch nicht enthalten. Auf Basis einer Literaturrecherche werden folgende Hauptunterschiede zu üblichen Schraubenverbindungen mit metallischen Klemmteilen erkannt:

- Das viskoelastische Materialverhalten der Kunststoffmatrix führt zum Werkstoffkriechen und folglich zur Vorspannkraftrelaxation.
- Die thermische Längenausdehnung in Laminatdickenrichtung des Klemmteils aus CFK ist wesentlich größer als von metallischen Schrauben. Bei Temperaturänderung treten somit thermisch induzierte Vorspannkraftänderungen auf, welche zu Lastplastifizierungen an dem Laminat führen können.
- Der E-Modul des Laminates in Dickenrichtung ist wesentlich geringer als der von Metallen und zusätzlich temperaturabhängig. Das hat Einfluss auf die Verbindungsnachgiebigkeit und damit die Schraubenzusatzkraft. Die temperaturabhängige Änderung des E-Moduls kann auch irreversibel sein.
- Der CFK wird in der unverstärkten Laminatdickenrichtung beansprucht. Die Querdruckfestigkeit kann je nach Werkstoff sehr unterschiedlich sein und darf nicht überschritten werden.

Zur Einteilung des Forschungsbedarfes wird das von *Haberling* [Hab04] verwendete Schaubild zur „Schraubbarkeit von Bauteilen“ verwendet. Die Schraubbarkeit von Bauteilen aus CFK ist insbesondere beeinflusst von dessen Werkstoffeigenschaften und damit von dessen Schraubeignung (Bild 6).

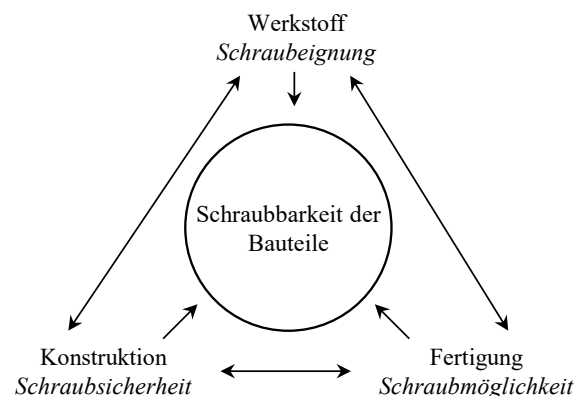


Bild 6: Schraubbarkeit von Bauteilen (Struktur nach *Haberling* [Hab04])

Die Beanspruchung durch die Schraubenvorspannkraft darf die (statische) Beanspruchbarkeit des CFK nicht überschreiten. Für Schraubenverbindungen mit metallischen Werkstoffen sind werkstoffabhängige Grenzwerte bekannt. Im Fall von CFK sind in der Literatur stark unterschiedliche Werte publiziert. Unklar ist zudem der Einfluss der Temperatur auf die Beanspruchbarkeit in Laminatdickenrichtung.

Wenn vorherige Bedingung erfüllt ist, muss zusätzlich die Bedingung erfüllt sein, dass die Schraubenvorspannkraft nicht unzulässig stark relaxiert. Maßgebend ist, dass die auf die Verbindung wirkenden äußeren Kräfte kraftschlüssig aufgenommen werden können und kein Rutschen in der Trennfuge der Bauteile stattfinden kann.

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Reaktion des Laminates auf eine Beanspruchung in Laminatdickenrichtung untersucht. Das bezieht sich auf eine Analyse der Bruchspannung und des Druckmoduls in Abhängigkeit der Prüftemperatur. Das liefert Ergebnisse für den gewählten Versuchswerkstoff und erfüllt nicht den Anspruch der Allgemeingültigkeit für die Werkstoffgruppe CFK. Wie in der Literaturstudie erkannt wurde, ist eine allgemeingültige Aussage aufgrund vieler beeinflussender Faktoren wie bspw. Faservolumengehalt, Faserart und Halbzeugart (Textilart, Einzelschichtdicke) nicht möglich.

Einflüsse auf die Vorspannkraftrelaxation wurden in der Literatur schon grundlegend untersucht. Die Übertragbarkeit auf den in dieser Arbeit untersuchten, für den Fahrzeugbau relevanten Werkstoff ist jedoch aufgrund der Werkstoffvielfalt nicht möglich. Folglich wird das Vorspannkraftrelaxationsverhalten an Prüfkörpern eines für den Automobilbau relevanten CFK untersucht. Dabei wird ein möglichst simpler Versuchsaufbau gewählt, um Einflussfaktoren zu reduzieren. Das sehr geringe Klemmlängenverhältnis des Schraubfalls erzeugt tendenziell eine hohe Vorspannkraftrelaxation. Diesbezüglich wird somit konservativ geprüft. Die Schraubenvorspannung wird auf Basis der elastischen Schraubenverlängerung bewertet.

Aus den Erkenntnissen der Literaturstudie sowie der Untersuchung der Vorspannkraftrelaxation an Prüfkörpern werden Verbesserungsansätze für das Vorspannkraftverhalten von Schraubenverbindungen mit CFK ausgearbeitet und untersucht. Diese lassen sich in die Kategorien der Schraubbarkeit nach *Haberling* [Hab04] hinsichtlich „werkstofflich“, „konstruktiv“ und „montageseitig“ eingliedern. Bild 7 zeigt eine Übersicht der untersuchten Maßnahmen, auf welche näher in Kapitel 8 eingegangen wird.

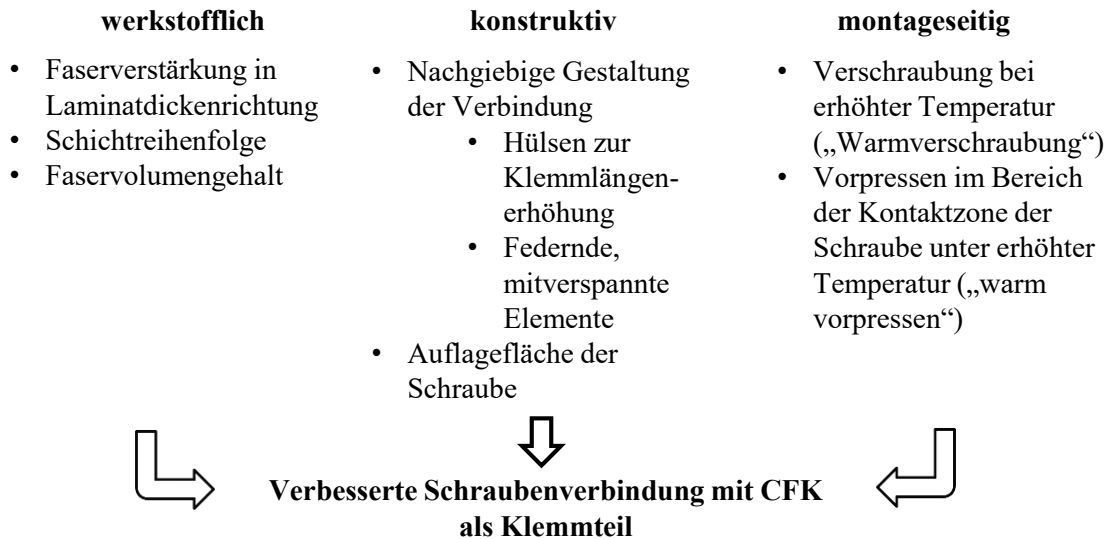


Bild 7: Untersuchte Maßnahmen zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation in Schraubenverbindungen mit CFK im Klemmverband

Diese sind sowohl werkstofflich, konstruktiv als auch montageseitig.

Das Vorspannkraftrelaxationsverhalten kann mit unterschiedlichen Methoden und Messverfahren untersucht werden. Im folgenden Kapitel werden die in dieser Arbeit gewählten vorgestellt.

## 4 Versuchsmethoden

In diesem Kapitel werden die gewählten Versuchsmethoden in dieser Arbeit erläutert. Das bezieht sich auf die Prüfkörperkonfiguration der Vorspannkraftrelaxationsversuche, die Messung der Schraubenvorspannung als Basis für die Beurteilung der Vorspannkraftrelaxation, sowie die Untersuchung des Querdruckverhaltens der CFK-Werkstoffe.

### 4.1 Auswahl einer Methode zur Messung der Schraubenvorspannung

Die Schraubenvorspannung von Schraubenverbindungen kann auf vielerlei Arten bestimmt werden (siehe Kapitel 2.1.2). Für die spezifische Messaufgabe in dieser Arbeit wurde eine geeignete Messmethode ausgewählt und optimiert. Eine Optimierung war nötig, da sich gezeigt hat, dass sonst keine ausreichende Genauigkeit erreicht werden kann. Der Auswahlprozess und die nötigen Optimierungen werden folgend beschrieben. Der Begriff „Schraubenvorspannung“ wird bei den folgenden Ausführungen gewählt, da die „Schraubenvorspannkraft“ nicht direkt gemessen wird. Die „Schraubenvorspannung“ wird auf Basis der elastischen Verlängerung der Schraube bewertet. Diese steht im linearen-elastischen Verformungsbereich der Schraube jedoch in direktem Zusammenhang zur Schraubenvorspannkraft. Die Proportionalitätskonstante ist die Schraubensteifigkeit, welche experimentell oder per Simulation ermittelt werden kann.

#### 4.1.1 Definition der Messaufgabe

In dieser Arbeit werden Grundsatzuntersuchungen zum Vorspannkraftrelaxationsverhalten von CFK-Schraubenverbindungen durchgeführt. Für derartige Untersuchungen eignen sich Versuchskonfigurationen mit möglichst einfachem Aufbau, um die Zahl von Einflussfaktoren gering zu halten. Die Basis der Auswahl eines Messverfahrens bildet die Definition von Randbedingungen der Messaufgabe. Folgend werden diese beschrieben:

- Untersuchung von Durchsteckverschraubungen

Untersuchungsgegenstand sind Durchsteckschraubenverbindungen mit Mutter, bei welchen der CFK-Prüfkörper das Fügeglied darstellt. Das Laminat wird somit direkt über die Kontaktzonen, Schraubenkopf und Mutter, mit der Schraubenvorspannkraft belastet. Die Schraube ist folglich an beiden Stirnseiten zugänglich, was eine wichtige Eigenschaft für die Auswahl einer Messmethode ist. Bild 8 zeigt den prinzipiellen Aufbau eines Vorspannkraftrelaxationsprüfkörpers im Querschnitt, bestehend aus Schraube, Mutter und CFK-Prüfkörper.



Bild 8: Prinzipieller Aufbau eines Vorspannkraftrelaxationsprüfkörpers im Querschnitt

In dieser Arbeit wird üblicherweise lediglich ein CFK-Prüfkörper verspannt, um den Einfluss zusätzlicher Trennfugen zu vermeiden. Mit steigender Trennfugenanzahl steigen Setzkraftverluste an. Folgende weitere Randbedingungen gelten für die Messaufgabe:

- Schrauben der Größe M8 und Festigkeitsklasse 8.8

Der Fokus der Untersuchungen wird auf Schrauben der Gewindegröße M8 und der Festigkeitsklasse 8.8 gelegt. Diese Schraubengröße und Festigkeitsklasse wird im Automobilbau sehr häufig verwendet.

- Hohe Messgenauigkeit, auch bei kleiner Schraubenverlängerung

Das Messsystem sollte in der Lage sein, auch bei Schraubfällen mit kleinem Klemmlängenverhältnissen ( $\frac{l_k}{d} \sim 0,5$ ), und somit geringen Schraubenverlängerungen, genaue Messergebnisse zu ermöglichen. Bauteile aus FKV sind auch bei aktuellen Anwendungen im Automobilbau meist dünnwandig (Schalenstrukturen), weshalb Schraubenverbindungen mit derartigem Werkstoff tendenziell eine geringe Klemmlänge aufweisen.

- Geringe mechanische Beeinflussung der Schraubenverbindungen

Das Messsystem sollte die Schraubenverbindung möglichst gering beeinflussen. Stark verändert wird eine Schraubenverbindung, wenn die Komponenten zur Messung merklich bearbeitet werden müssen (bspw. nötig für die Applikation von Dehnmessstreifen (DMS)) oder Zusatzelemente (bspw. Kraftmessringe) mit verspannt werden.

- Robust für die Anwendung im Werkstattbereich

Das Messverfahren muss unter den Umgebungsbedingungen in einem Prüflabor ohne Raumklimatisierung verwendet werden können. Einflüsse durch eine jahreszeitabhängig schwankende Umgebungstemperatur und Luftfeuchtigkeit sind vorhanden. Ziel ist somit eine breite Anwendbarkeit in unterschiedlichen Umgebungsbedingungen ohne auf bspw. einen klimatisierten Raum angewiesen zu sein.

- Gerätetechnischer Aufwand

Der gerätetechnische Aufwand des Messverfahrens soll möglichst gering sein. Im Rahmen der Untersuchungen soll der Einfluss einer Vielzahl von Parameter auf das Vorspannkraftverhalten untersucht werden. Diese Parameter sollen möglichst simultan untersucht werden können.

- Fähigkeit über lange Zeit messen zu können

Das System muss in der Lage sein, damit auch langzeitige Messungen (> 10000 h Auslagerungszeit) durchführen zu können.

#### **4.1.2 Verfahren für die Messung der Schraubenvorspannung**

Die Literaturstudie in Kapitel 2.1.2 bildet die Grundlage für die Auswahl eines Messsystems für die in vorherigem Kapitel beschriebene Messaufgabe. Gesamtheitlich betrachtet bietet eine Verlängerungsmessung der Schraube (taktil oder per Ultraschall-Längenmessung) die folgenden ausschlaggebenden Vorteile, weshalb dieses Messprinzip weiter untersucht wurde:

- Der Schraubfall wird mechanisch nicht verändert.
- Die Schraubenverlängerung wird direkt gemessen (im Fall der taktilen Antastung), was eine Voraussetzung für eine hohe Messgenauigkeit ist.
- Der gerätetechnische Aufwand ist gering. Zur taktilen Messung wird übliches Messequipment der Längenmesstechnik verwendet. Die Ultraschalllängenmesstechnik ist ein etabliertes Verfahren und Messequipment muss nicht beschafft werden.
- Es gibt keine Einschränkung hinsichtlich der Messzeit.
- Das Messsystem ist nicht probengebunden (bspw. ein DMS inkl. Messequipment). Eine große Anzahl an Vorspannkraftrelaxationstests kann gleichzeitig durchgeführt und sequenziell gemessen werden.

Im nächsten Kapitel wird näher auf die Funktionsweise der Verlängerungsmessung als Verfahren zur Bestimmung der Schraubenvorspannung eingegangen.

### 4.1.3 Verlängerungsmessung als Verfahren zur Bestimmung der Schraubenvorspannung

Zwischen der elastischen Längenänderung  $f_s$  der Schrauben und der Schraubenvorspannkraft  $F_s$  besteht ein linearer Zusammenhang [Wie07]. Die Schraubenvorspannkraft  $F_s$  ergibt sich aus der Schraubennachgiebigkeit  $\delta_s$  und der elastischen Verlängerung der Schraube zum Zeitpunkt  $t$ ,  $f_s(t)$  zu:

$$F_s(t) = \frac{1}{\delta_s} \cdot f_s(t) \quad 15$$

Eine Änderung der Schraubenvorspannkraft  $F_s$  ist somit direkt an eine Längenänderung  $f_s$  der Schraube gekoppelt. Bild 9 zeigt den zeitlichen Verlauf der Schraubenlänge für den reinen Vorspannkraftfall (keine Belastung durch externe Betriebskräfte, Wärmedehnung, etc.), beginnend vor der Schraubmontage über die Auslagerungszeit  $t$  (bspw. unter erhöhter Temperatur) bis zur Demontage der Verbindung.

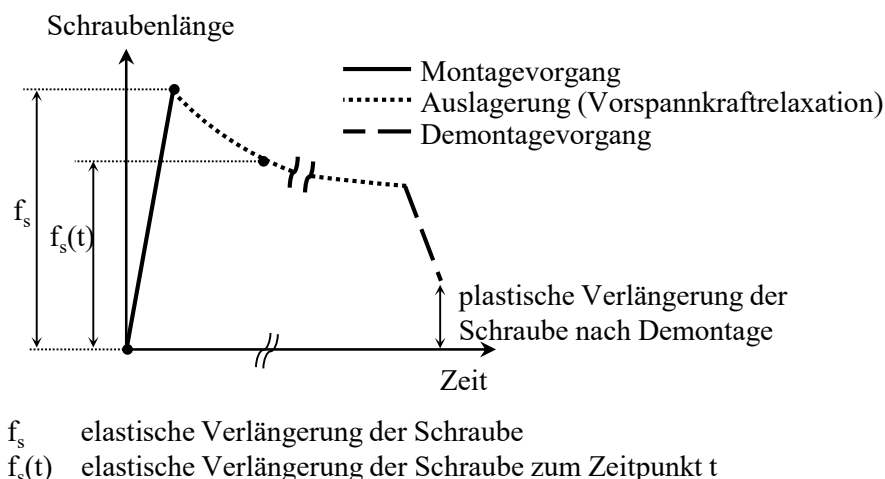


Bild 9: exemplarischer zeitlicher Verlauf der Schraubenlänge während eines Vorspannkraftrelaxationstests

Während der Montage wird die Schraube um den Betrag von  $f_s$  elastisch gedehnt, wodurch die Montagevorspannkraft  $F_0$  erzeugt wird. Im Weiteren zeitlichen Verlauf verringert sich die Länge der Schraube aufgrund der Schraubenvorspannkraftrelaxation. An zu definierenden Messzeitpunkten wird diese Länge bestimmt ( $f_s(t)$ ). Nach Versuchsende erfolgen die letzten beiden Längenmessungen vor und nach der Demontage der Schraube. Für den Fall, dass die Länge der Schraube nach dem Lösen größer ist wie vor der Montage gibt es zwei Erklärungen:

- Die Schraube hat sich während der Auslagerung plastisch gelängt (bspw. durch Kriechen oder Lastplastifizierung)

- Die Schraube wurde bereits während der Schraubenmontage plastisch gelängt (üblich und gewollt bei einer überelastischen Schraubenmontage)

Die Vorspannkraftberechnung kann mit Formel 15 erfolgen, wozu die Kenntnis der Schraubennachgiebigkeit nötig ist. Diese wird idealerweise experimentell ermittelt. Ist keine Kenntnis der Vorspannkraft nötig, so kann der Verspannungszustand auch auf die Schraubenverlängerung bezogen werden. Der Quotient aus der elastischen Verlängerung der Schraube zum gewünschten Zeitpunkt und der elastischen Verlängerung der Schraube durch die Montage ergibt eine Aussage zu dem Verspannungszustand, prozentual bezogen auf die Montagevorspannung.

#### 4.1.3.1 Ultraschallvorspannkraftmessung (TOF-Methode)

In Vorversuchen wurde untersucht, ob sich die Ultraschallvorspannkraftmessung mit der time-of-flight (TOF)-Methode für die geplanten Vorspannkraftrelaxationstests eignet. Verwendet wurde ein Ultraschall-Wanddickenmessgerät vom Typ Olympus Panametrics-NDT 25 DL Plus mit Prüfkopf M116 und Koppelmedium B (Glycerin). Die Prüfungen wurden von zwei Prüfern (Werkereinfluss) mit ausreichendem zeitlichem Abstand (aufgrund Handwärme) durchgeführt. Stahlschrauben der Größe M10 und Festigkeitsklasse 8.8 wurde an beiden Stirnseiten mit einer Planschleifmaschine plangeschliffen, um definierte Ankoppelbedingungen zu erzeugen. Jede der zehn Schrauben wurde von beiden Prüfern in beiden Einschallrichtungen vermessen (schraubenkopfseitig und schraubengewindeseitig). Zusammenfassend wurde ein starker Prüferinfluss bei der Längenmessung erkannt. Die Differenz der gemessenen Schraubenlängen beider Prüfer beträgt im arithmetischen Mittel 0,046 mm. Gleiches wurde auch bei der Wiederholpräzision festgestellt. Die Standardabweichung der Messungen von Prüfer 1 beträgt 0,0057 mm im Vergleich zu 0,0149 mm von Prüfer 2. Rückführbar sind diese Abweichungen auf die von Prüfer zu Prüfer unterschiedliche Anpresskraft und Positionierung des Ultraschallsensors auf der Schraube. Die Folge sind unterschiedliche Einkoppelpalte, welche zwar von dem Koppelmedium überbrückt werden, aber scheinbar doch einen Einfluss auf das Messergebnis haben. Die Position des Ultraschallsensors auf der Schraube hat besonders dann einen Einfluss auf das Messergebnis, wenn Parallelitätsabweichungen zwischen den beiden plan geschliffenen Einkoppelflächen existieren. Neben dem starken Prüferinfluss wurde eine Abhängigkeit des Messsignals von der Einschallrichtung erkannt. Aus Schrauben hergestellte Gewindestifte (Schraubenkopf mechanisch entfernt) zeigen diese Abhängigkeit nicht, weshalb dieser Effekt in der Geometrie des Schraubenkopfes oder dessen Herstellprozess (Kaltverformung und eventuell daraus resultierende Eigenspannungen) begründet liegt.

Anhand der Erkenntnisse der Vorversuche lässt sich zusammenfassen, dass die Ultraschall-Längenmessung nach der TOF-Methode mit dem zur Verfügung stehenden



Messequipment nicht geeignet ist, um die erforderliche Genauigkeit der geplanten Vorspannkraftrelaxationstests zu erreichen. Bei den Tests tritt eine elastische Verlängerung der Schrauben von lediglich wenigen hundertstel Millimetern auf, was zur Bewertung von Einflüssen auf das Vorspannkraftverhalten eine Messgenauigkeit im Mikrometerbereich erfordert. Die Schraubenvorspannung wird in dieser Arbeit deshalb mit einer taktilen Antastung bestimmt und in dem folgenden Kapitel näher beschrieben.

#### 4.1.3.2 Verlängerungsmessung mit taktiler Antastung

Die Verlängerung einer Schraube kann auch direkt mit einer taktilen Antastung mit dem jeweiligen Messmittel an die Schraube erfolgen. Da der Schraubfall möglichst wenig durch das Messsystem beeinflusst werden soll, wurde eine beidseitige taktiler Antastung gewählt. Eine einseitige Antastung würde entweder eine nicht ausreichende Messgenauigkeit (bspw. bei einer Messung der Kopfdurchsenkung als Maß für die Vorspannkraft) oder eine Längsbohrung in der Schraube und damit eine Nachgiebigkeitserhöhung bedeuten. Gleichmaßen wie bei den Untersuchungen der Ultraschallmessung wurden Wiederholmessungen durchgeführt, um die Wiederholpräzision der taktilen Verlängerungsmessung zu bestimmen. Zusätzlich wurden unterschiedliche Antastvarianten zwischen Schraube und Messmittel betrachtet. Bild 10 fasst die untersuchten Antastgeometrien zusammen.

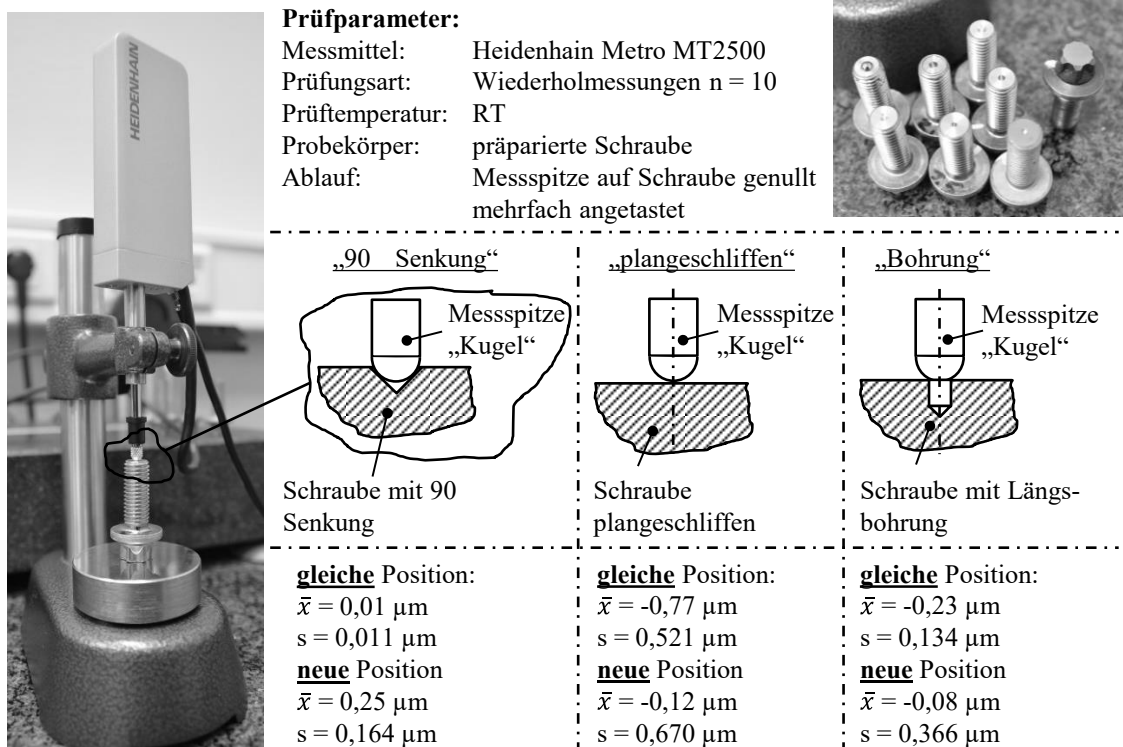


Bild 10: Kontaktarten zwischen Messtaster und Schraube (Voruntersuchungen)

Die Messungen wurden mit einem Messtaster der Firma Heidenhain, Typ METRO MT2500 (Inkrementaler Messtaster mit  $\pm 0,2 \mu\text{m}$  Genauigkeit laut Hersteller) und Messstativ Heidenhain MS45 durchgeführt (siehe Bild 10 links). Geprüft wurde die Wiederholpräzision ( $n = 10$ ), einerseits bei gleicher Position (Abheben der Pinole und erneutes Aufsetzen) der Schraube und bei neuer Position (Schraube aus Messstativ entfernt und neu eingesetzt). Bei dem ersten Antasten wurde der Messtaster genullt. Dargestellt ist der arithmetische Mittelwert  $\bar{x}$  des Messwertes aus zehn Messungen und die jeweilige Standardabweichung  $s$ . Die entsprechende „Antastgeometrie“ („90 ° Senkung“, „plangeschliffen“ und „Bohrung“) wurde einseitig erzeugt und die gegenüberliegende Schraubenseite (Kopfseite) plangeschliffen sowie auf der polierten Stativaufnahme aufgelegt.

Als am zielführendsten erwiesen sich die Antastgeometrie „90 °-Senkung“, da sich der kugelige Messeinsatz aufgrund der Antastkraft selbstständig zentriert. Das verringert insbesondere die Standardabweichung und erhöht somit die Wiederholpräzision. Die Kombination aus kugeligem Messeinsatz und beidseitig plan geschliffener Schraube erzeugt eine hohe Messabweichung aufgrund der Planparallelitätsabweichung der beiden Flächen zueinander und der nicht reproduzierbaren Messposition. Die Antastung einer Bohrung in der Stirnseite der Schraube mit einem kugeligen Messeinsatz erfüllt grundsätzlich die zuvor genannte Selbstzentrierung durch die Antastkraft. Aufgrund der sehr geringen Kontaktfläche zwischen Schraube und Messeinsatz traten selbst bei den relativ geringen Antastkräften elastische und plastische Verformungen auf, welche diese Antastgeometrie ungeeignet machten.

Aus den Erkenntnissen dieser Voruntersuchungen lassen sich Rückschlüsse zur Auswahl und Definition eines optimierten Messsystems treffen, welches im folgenden Kapitel beschrieben wird.

#### **4.1.4 Auswahl und Optimierung des Messsystems**

Die Genauigkeit einer Verlängerungsmessung im Mikrometerbereich ist von vielen Einflussfaktoren abhängig. Das sind im Wesentlichen:

- Reproduzierbarkeit der Antastung in Bezug auf den Kontakt Messeinsatz/Messobjekt und die Antastkraft.
- Systemgenauigkeit des Messsystems (gesamter Messaufbau bestehend aus Messgerät, Stativ und eventuell zusätzlichen Komponenten).
- Wärmedehnung des Messobjekts.

Folgend wird auf diese Einflussfaktoren näher eingegangen.

#### 4.1.4.1 Reproduzierbarkeit der Antastung

Wie bereits beschrieben, hat sich die Antastung der Schrauben mit einem kugeligen Messeinsatz als reproduzierbares Verfahren zur Längenmessung der Schrauben gezeigt. Mit folgenden Optimierungen wurde die Antastung weiter verbessert:

- Maschinelle Herstellung der Senkungen

Die Senkungen der Versuchsschrauben zur Ankopplung der Messeinsätze wurde mit einer CNC-Drehmaschine mit einem NC-Anbohrer hergestellt, wobei die Schrauben bei beiden Bearbeitungsseiten auf dem Gewinde gespannt wurden (Senkung siehe Bild 11). So wurde die Koaxialität der beiden Senkungen zueinander gewährleistet. Die reproduzierbare Ankopplung zwischen Messkugel und Schraube wurde weiter verbessert, indem die 90° Senkung mit einem mit feinen Schleifpartikeln versehenen Elastomer („Rostradierer“) nachgeschliffen wurde. Dieser zusätzliche Bearbeitungsschritt hat zwei Effekte zur Folge:

- 1.) Die Mantelfläche der Senkung dient als Ankoppelfläche für die Messkugel. Mit dem Schleifprozess werden feine Unebenheiten geglättet, welche ohne diesen Bearbeitungsschritt zu Messungenauigkeit (aufgrund von Plastifizierung) führen können.
- 2.) Grate an dem Senkungsrand werden entfernt, welche sich während des Messprozesses lösen und das Messsignal verfälschen können. Derartiges wurde vor der Einführung dieses Bearbeitungsschrittes in Einzelfällen beobachtet.

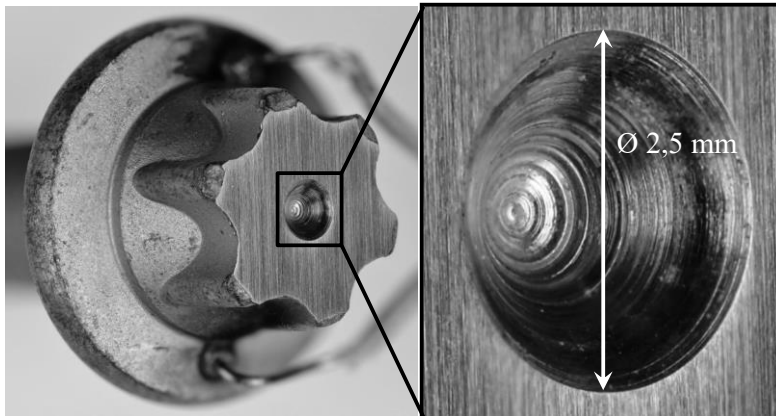


Bild 11: Senkung (90 ° inkl. Nachbearbeitung) in den Versuchsschrauben

Die Antastung der Messschrauben erfolgt durch diese Maßnahmen sehr reproduzierbar. Bei jeder Längenmessung der Schrauben wurden fünf Messwerte durch wiederholtes Antasten unter gleicher Winkelposition der Schrauben aufgenommen. Es ergab sich im Mittel eine Standardabweichung von 0,03  $\mu\text{m}$ .

- Reproduzierbare Antastkraft

Bei taktilen Längenmessungen im Submikrometerbereich treten selbst bei sehr geringer Messkraft elastische Verformungen an dem Messeinsatz und dem Messobjekt im mechanischen Kontakt auf, welche die Messgröße merklich beeinflussen [Wan03]. Um Messabweichungen zu verringern, sollte die Messkraft somit möglichst konstant sein. Weiterhin sollte ein zu schnelles Aufsetzen bzw. Aufschlagen der Messeinsätze auf das Messobjekt vermieden werden, da dies zu plastischen Verformungen von unbekanntem Betrag führen kann. Aus genannten Gründen wurde deshalb ein Messtaster mit motorisch antriebener Pinole und definierter Messkraft gewählt. Welchen Einfluss die Messkraft bei dem verwendeten Messsystem auf die Messgröße hat, wurde untersucht. Der Messtaster wurde dazu mit der geringsten Messkraft (Stufe 1; laut Herstellerangabe 0,85 N) auf eine Schraube mit beidseitigen 90 ° Senkungen aufgesetzt und genullt. Anschließend wurde der Messeinsatz zehnmal neu aufgesetzt und die Messwerte notiert. Die folgenden zehn Wiederholmessungen mit erhöhter Messkraft (Stufe 2, 3; laut Herstellerangabe 1 N bzw. 1,25 N) basieren auf der Nullung des Messtasters auf Stufe 1. Weiterhin wurde die Messkraft der drei verfügbaren Stufen mit einem Universal-Druckkraftaufnehmer gemessen. Bild 12 zeigt das Ergebnis dieser Messungen.

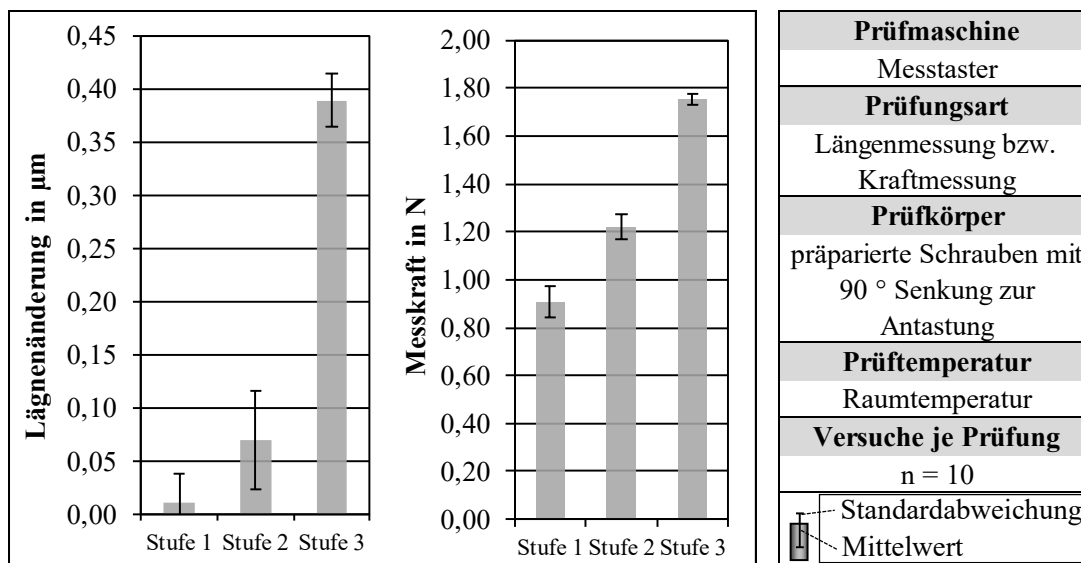


Bild 12: Einfluss der Messkraft auf die Längenmessung

Dargestellt sind jeweils der arithmetische Mittelwert und als Maß für die Streuung die Standardabweichung der Längenänderung und der Messkraft bei der jeweiligen Messstufe. Die tatsächlich gemessene Messkraft ist gegenüber der Herstellerangabe (Stufe 1: 0,85 N; Stufe 2: 1 N; Stufe 3: 1,5 N) ca. 20 % höher und wird von dem Messtaster sehr reproduzierbar angefahren. Der Messkraftunterschied von ~ 0,8 N zwischen Stufe 1 und Stufe 3 erzeugt eine Messsignaländerung von ca. 0,4 µm (Kontaktverformung aufgrund der dort wirkenden hohen Kontaktflächenpressung).

Es lässt sich zusammenfassen, dass die Messkraft mit hoher Wiederholpräzision aufgebracht wird. Der Einfluss der Streuung der Messkraft auf die Längenmessung der Schrauben ist vernachlässigbar. Bei der Versuchsdurchführung der Vorspannkraftrelaxationstests wurde die geringste Messkraftstufe (Stufe 1) gewählt, um Plastifizierungen von Oberflächenrauheiten durch die Messkraft möglichst gering zu halten.

#### 4.1.4.2 Hohe Systemgenauigkeit

Präzise Längenmessungen werden für gewöhnlich bei einer gleichbleibenden Temperatur (i. d. R.  $20\text{ °C} \pm 0,5\text{ K}$ ) durchgeführt, um den Einfluss von Wärmedehnungen auf das Messergebnis gering zu halten. Wie bereits beschrieben, steht zur Messung der Vorspannkraftrelaxation an den Probekörperverschraubungen kein klimatisierter Raum zur Verfügung. Die Messstation sowie die Prüfkörper sind während der einzelnen Messphasen möglicherweise unterschiedlichen Umgebungstemperaturen ausgesetzt. Aus Messungen ergab sich ein möglicher Temperaturbereich zwischen  $17\text{ °C}$  und  $25\text{ °C}$ . Um dennoch präzise messen zu können, muss die Auswirkung von Wärmedehnungen verstanden und berücksichtigt werden.

Das gewählte Messsystem (Messtaster der Firma Heidenhain Typ Certo CT 6001 mit Messstativ der Firma Heidenhain Typ CS 200) erzielt eine hohe Messgenauigkeit von  $\pm 0,1\text{ }\mu\text{m}$  im Temperaturbereich zwischen  $19\text{ °C}$  und  $21\text{ °C}$  (Herstellerangabe). Das wird durch die Verwendung des Werkstoffes Invar ( $\alpha \approx 0,55 - 1,20 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ ) im Bereich von  $22\text{ °C}$  bis  $100\text{ °C}$  [NN17]) für die Pinole des Messtasters, Halterungen und das Messstativ sowie einer Maßverkörperung aus der Glaskeramik Zerodur ( $\alpha \approx 0 \frac{1}{\text{K}}$ ) [NN18]) erzielt. Bild 13 zeigt eine Prinzipskizze des Messsystems, in welcher die einzelnen Wärmedehnungen eingezeichnet sind, welche Einfluss auf die Messgenauigkeit haben.

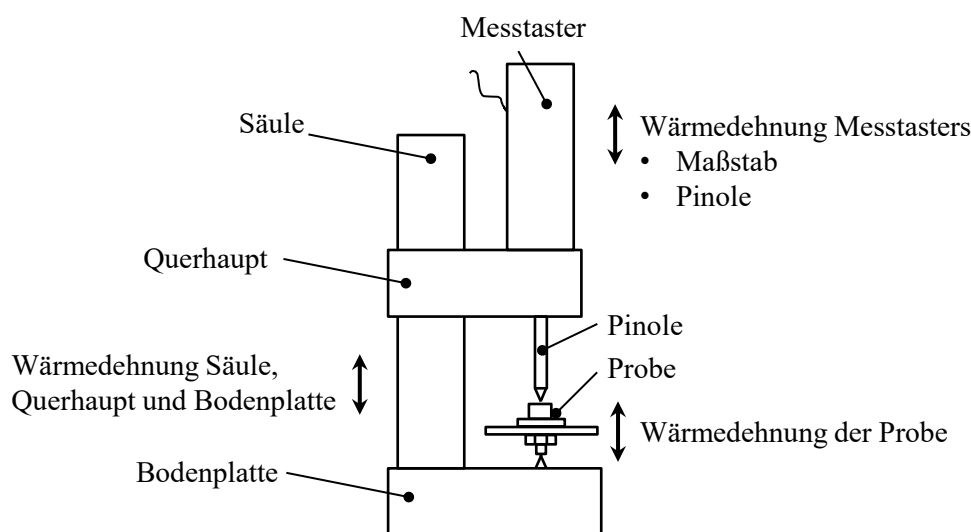


Bild 13: Skizze des Messsystems und Einflüssen durch Wärmedehnung

Die thermische Dehnung des Stativs (bestehend aus Bodenplatte, Säule, Querhaupt) ändert die Position der beiden Messpunkte zueinander. Die resultierende Abweichung kann ausgeglichen werden, indem der Messtaster bei der veränderten Messtemperatur (und damit bei jeder Längenmessung der Schraube) auf einem Körper mit definierten Abmessungen genullt wird. Für gewöhnlich verwendet man dazu Endmaße mit geringer Form- und Lagetoleranz. Die thermische Dehnung des Endmaßes muss bei dieser Methode jedoch auch durch Temperaturmessung und Berechnung selbiger berücksichtigt werden, was eine zusätzliche Fehlerquelle und Aufwand darstellen. Vorteilhafter ist eine direkte Nullung des Messtasters an den zwei Messeinsätzen („auf Block fahren“) und damit den beiden Auflagepositionen der Schraube. Die technische Voraussetzung dafür ist, dass der Messbereich des Messtasters größer ist als die zu messende Schraubenlänge. In dieser Arbeit wurde ein Taster mit einem Messbereich von 60 mm gewählt, was die zu untersuchenden Schraubenlängen abdeckt. Die thermische Dehnung des Statives ist hinsichtlich der Messgenauigkeit somit nicht mehr von Bedeutung.

Einen Einfluss auf die Messgenauigkeit hat jedoch die Maßverkörperung des inkrementalen Messtasters selbst, welche ebenfalls einer thermischen Dehnung unterliegt. Der für die Messung gewählte Messtaster hat eine Maßverkörperung aus dem Werkstoff Zerodur mit einem thermischen Ausdehnungskoeffizienten nahe null. Die thermische Dehnung der Maßverkörperung ist somit vernachlässigbar gering.

Ebenso wie das Stativ und der Messtaster, ist auch das Messobjekt selbst der veränderten Temperatur ausgesetzt. Für die Längenmessung hat das zwei Effekte zur Folge:

- 1.) Die Schraube selbst erfährt eine thermische induzierte Längenänderung.
- 2.) Die Schraubenverbindung erfährt eine thermisch induzierte Vorspannkraftänderung. Der Grund ist eine unterschiedliche Ausdehnung von Schraube und Klemmteil (FVK). Bei den in dieser Arbeit untersuchten Werkstoffkombinationen bewirkt eine Temperaturerhöhung einen Anstieg der Schraubenvorspannkraft, da der thermische Ausdehnungskoeffizient des Klemmteils wesentlich größer ist als derjenige der Schraube. Durch die steigende Vorspannkraft wird auch die Schraube zusätzlich gelängt, was die Längenmessung verfälscht.

Der Einfluss der Temperatur des Prüfkörpers auf die Messung der Schraubenvorspannung wurde experimentell untersucht. Damit wird den nicht konstanten Temperaturbedingungen (kein klimatisierter Messraum) am Messort der Längenmessung der Vorspannkraftrelaxationstests Rechnung getragen. Um den Einfluss der thermisch induzierten Vorspannkraftänderung auf die Änderung der Schraubenverlängerung bewerten zu können, wurden die Untersuchungen an vorgespannten Schraubenverbindungen durchgeführt. Folgend wird die Vorgehensweise beschrieben:

- 1.) Schraubenlänge  $l_{s,T_{mess}}$  und deren Temperatur  $T_{mess}$  im unbelasteten Zustand (vor Montage) messen. Die gemessene Schraubenlänge wird durch die Zurückrechnung mit folgender Formel auf eine Temperatur von 20 °C bezogen:

$$l_{s,20^{\circ}\text{C}} = l_{s,T_{mess}} - (l_{s,T_{mess}} \cdot \alpha_{t,schraube} \cdot (T_{mess} - 20^{\circ}\text{C})) \quad 16$$

$l_{s,20^{\circ}\text{C}}$	Länge der Schraube zurückgerechnet auf 20 °C	[ $\mu\text{m}$ ]
$l_{s,T_{mess}}$	Länge der Schraube bei der Messtemperatur $T_{mess}$	[ $\mu\text{m}$ ]
$\alpha_{t,schraube}$	Thermischer Ausdehnungskoeffizient der Schraube	[1/K]
$T_{mess}$	Temperatur bei Messung der Schraubenlänge	[°C]

Als thermische Längenausdehnungskoeffizient  $\alpha_{t,schraube}$  der Schraube wird der für Stahl übliche Wert  $11,8 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$  verwendet.

- 2.) Schraubenmontage: Die Schraube wird mit einer elastischen Verlängerung von 25  $\mu\text{m}$  montiert. Die Länge und Temperatur der Schraube im montierten Zustand  $l_{s,mont,T_{mess}}$  wird gemessen und mit Formel 17 zurückgerechnet auf die Länge bei 20 °C  $l_{s,mont,20^{\circ}\text{C}}$ .

$$l_{s,mont,20^{\circ}\text{C}} = l_{s,mont,T_{mess}} - (l_{s,mont,T_{mess}} \cdot \alpha_{t,schraube} \cdot (T_{mess} - 20^{\circ}\text{C})) \quad 17$$

$l_{s,mont,20^{\circ}\text{C}}$	Länge der Schraube, montiert zurückgerechnet auf 20 °C	[ $\mu\text{m}$ ]
$l_{s,mont,T_{mess}}$	Länge der Schraube, montiert bei der Messtemperatur $T_{mess}$	[ $\mu\text{m}$ ]

- 3.) Auslagerung der Prüfkörper für 30 min bei 10 °C, 20 °C, 25 °C, 30 °C Umgebungstemperatur. Eine homogene Temperatur (Durchwärmung) der Prüfkörper wurde erreicht. Mit diesem Temperaturbereich sind die jährlich maximal und minimal in dem Messraum auftretenden Temperaturen abgedeckt. Diese Temperaturen stellen somit die maximal und minimal möglichen Messtemperaturen  $T_{mess}$  dar.
- 4.) Entnahme der Prüfkörper aus dem Ofen und sofortige Messung der Schraubenlänge bei der jeweiligen Auslagerungstemperatur = Messtemperatur  $T_{mess}$ . Die gemessene Schraubenlänge wird mit dem schon beschriebenen Vorgehen rückgerechnet auf eine Temperatur von 20 °C.
- 5.) Berechnung des Verhältnisses aus den zurückgerechneten Schraubenverlängerungen bei der jeweiligen Auslagerungstemperatur und der Schraubenverlängerung der Schraubmontage.

$$f_{10^{\circ}\text{C}...40^{\circ}\text{C}} = \frac{l_{s,\text{mont},10^{\circ}\text{C}...40^{\circ}\text{C},20^{\circ}\text{C}} - l_{s,20^{\circ}\text{C}}}{l_{s,\text{mont},20^{\circ}\text{C}} - l_{s,20^{\circ}\text{C}}} \quad 18$$

$f_{10^{\circ}\text{C}...40^{\circ}\text{C}}$ , Verlängerungsverhältnis bei jeweiliger Temperatur  $[\mu\text{m}/\mu\text{m}]$

$l_{s,\text{mont},10^{\circ}\text{C}...40^{\circ}\text{C},20^{\circ}\text{C}}$  Länge der Schraube, montiert, bei jeweiliger Temperatur gemessen und zurückgerechnet auf  $20^{\circ}\text{C}$   $[\mu\text{m}]$

Der Vergleich der Schraubenverlängerung durch die Montage bei etwa  $20^{\circ}\text{C}$  und derjenigen Schraubenverlängerung, welche aus einer Schraubenverlängerungsmessung bei veränderter Temperatur und Rückrechnung auf  $20^{\circ}\text{C}$  ermittelt wird, ermöglicht die Beurteilung, wie genau die Schraubenverlängerung und damit die Schraubenvorspannung bei den nicht konstanten Temperaturen in dem Messraum ermittelt werden kann. Indirekt, in welchem Maß die thermisch induzierte Vorspannkraftänderung die Länge der Schraube im verspannten Zustand beeinflusst. Ein Verlängerungsverhältnis  $f_{10^{\circ}\text{C}...40^{\circ}\text{C}}$  vom Wert 1 bedeutet, dass die Messtemperatur des Prüfkörpers keinen Einfluss auf die Messgenauigkeit der Schraubenvorspannungsmessung hat. Werte größer 1 bedeuten eine höhere Schraubenvorspannung bei der jeweiligen Messtemperatur und umgekehrt. Dabei wird jedoch vernachlässigt, dass die Vorspannkraft nach der Montage und innerhalb der 30 min der Auslagerung relaxiert. Aufgrund der moderaten Temperaturen und der geringen Zeitdauer wird der Einfluss jedoch als gering eingeschätzt.

Bild 14 zeigt die Ergebnisse des Versuches. Aufgetragen ist auf der Abszisse die jeweilige Messtemperatur bzw. Auslagerungstemperatur und auf der Ordinate das Verlängerungsverhältnis. Im Mittel ist bei allen Temperaturen das Verlängerungsverhältnis kleiner eins. Das bedeutet, dass in den Untersuchungen die Schraubenvorspannung nach den Auslagerungen bei den jeweiligen Temperaturen und Rückrechnung auf  $20^{\circ}\text{C}$  geringer ist, als die Montagevorspannung. Aufgrund der thermisch induzierten Vorspannkraftänderung wird bei höher Temperatur als Montagetemperatur einen Wert größer 1 erwartet, da die Schraube zusätzlich gelängt wird. Erklärt werden kann die Diskrepanz und das gemessene Verhalten mit der bereits genannten Vorspannkraftrelaxation. Dies erklärt auch, warum das Verlängerungsverhältnis mit steigender Messtemperatur fällt, obwohl es aufgrund der thermisch induzierten Vorspannkraftänderung steigen sollte. Die starke Streuung bei den höheren Temperaturen schmälert jedoch die Aussagekraft der Ergebnisse.



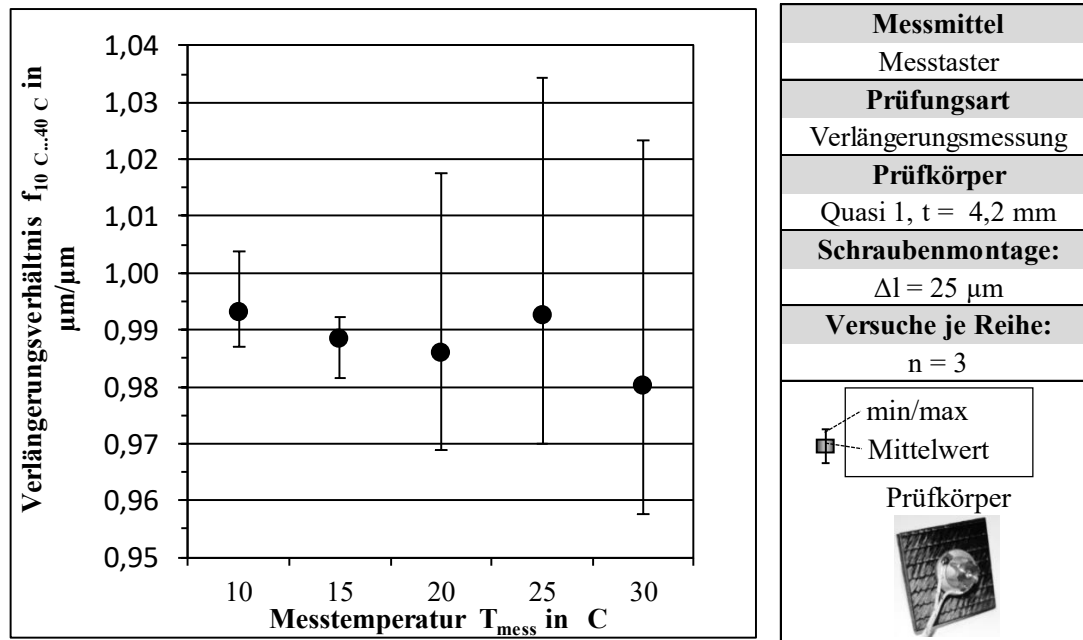


Bild 14: Einfluss der Messtemperatur auf die Messgenauigkeit der Schraubenvorspannung

Zusammenfassend lässt sich an den Absolutbeträgen des Verlängerungsverhältnisses zeigen, dass die Schraubenvorspannung auch bei den veränderlichen Messtemperaturen in dem Messraum ausreichend genau bestimmt werden kann. Die Fehler der Rückrechnung der Schraubenverlängerung auf eine Temperatur von 20 °C mit einem Tabellenwert des thermischen Längenausdehnungskoeffizienten der Schraube sind gering. Auch der Einfluss einer Längenänderung der Schraube durch die thermisch induzierte Vorspannkraftänderung bei den unterschiedlichen Messtemperaturen ist nicht signifikant.

#### 4.1.4.3 Wärmedehnung des Messobjektes

Um die bereits beschriebene Rückrechnung der Schraubenlänge auf eine Temperatur von 20 °C zu ermöglichen, wurde jede Schraube in jedem Vorspannkraftrelaxationstest mit einem Thermoelement Typ K versehen, welches auf den Schraubenkopf aufgeschweißt wurde. Vor jeder Längenmessung wurde damit die jeweilige Schraubentemperatur bestimmt. Die stoffschlüssige Verbindung des Thermoelementes wirkte sich positiv auf die Messgenauigkeit der Temperatur aus, da die Kontaktbedingungen und die Messstelle stets die gleichen sind. Bild 15 zeigt exemplarisch einen Vorspannkraftrelaxationsprüfkörper mit einem angeschweißten Thermoelement an dem Schraubenkopf. Wärmedehnungen können durch die Temperaturmessung somit berücksichtigt werden.

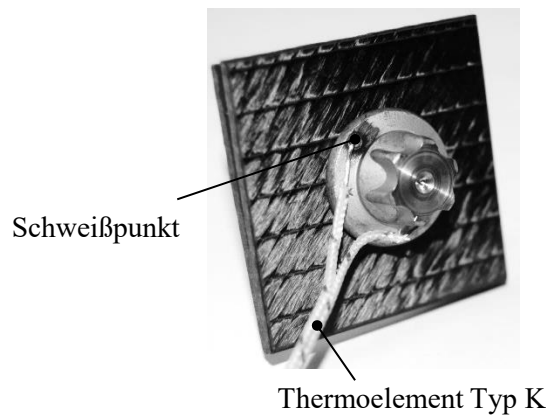


Bild 15: Prüfkörper mit an der Schraube angeschweißtem Thermoelement Typ K

## 4.2 Vorspannkraftrelaxationsmessungen an Prüfkörperverschraubungen

Die Vorspannkraftrelaxation von Schraubenverbindungen ist von vielen Einflüssen abhängig. Im Rahmen dieser Arbeit soll sich auf die Schraubeignung von exemplarischen, für den Automobilbau relevanten CFK-Werkstoffen beschränkt werden. Im Hinblick auf die vielen Einflussfaktoren erscheint es sinnvoll, diese folgendermaßen zu reduzieren:

- Keine Variation der Schrauben (siehe Kapitel 5.2).
- Keine Variation der Muttern (siehe Kapitel 5.3).
- Keine Variation des Bohrungsdurchmessers im CFK-Prüfkörper.
- Keine Variation der Laminatdicke der CFK-Prüfkörper.
- Keine Variation des Matrixwerkstoffes.
- Entfettung aller Komponenten der Vorspannkraftrelaxationstest vor der Verschraubung zur Reduzierung reibungsbehafteter Vorspannkraftstreuungen.
- Herstellung der CFK-Prüfkörper in derselben Werkzeugform. Die Oberflächentopografie ist somit bei allen Prüfkörpern vergleichbar.

Bild 16 zeigt die gewählten Hauptabmessungen der standardmäßig verwendeten Vorspannkraftrelaxationsprüfkörper.

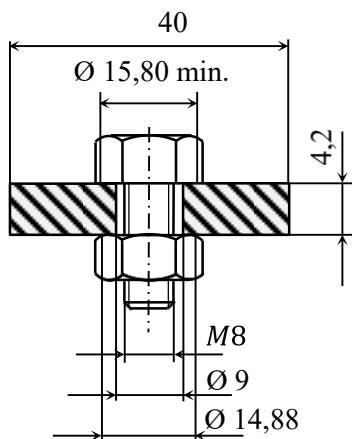
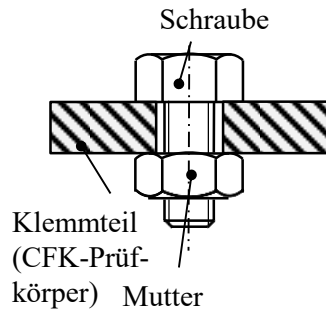


Bild 16: Abmessungen der standardmäßig verwendeten Vorspannkraftrelaxationsprüfkörper

Die nominale Laminatdicke  $t_{Lam}$  beträgt 4,2 mm. Wie in Kapitel 5.1.2 näher erläutert, streut diese jedoch aufgrund der Nachgiebigkeit der Kavität. Bei der Standardprüfkonfiguration ohne mitverspannte Zusatzelemente entspricht die Laminatdicke der Klemmlänge. Der Grundriss der Prüfkörper ist quadratisch, mit einer Kantenlänge von 40 mm und einer mittigen Bohrung mit Durchmesser 9 mm. Details zu den Abmessungen der verwendeten Schraube und Mutter ist in Kapitel 5.2 und 5.3 enthalten.

Bild 17 zeigt einen Überblick über die in dieser Arbeit untersuchten Einflüsse auf die Vorspannkraftrelaxation und schafft einen Zusammenhang zu der jeweiligen Versuchskonfiguration.

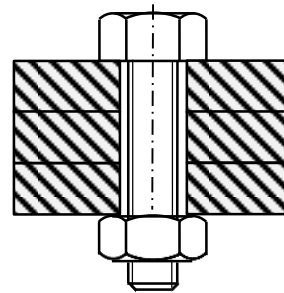
a.)



Einfluss von:

- Klemmteilwerkstoff
- Montagevorspannkraft
- Langzeitauslagerung 12000 h
- Zyklische axiale Beanspruchung
- Schraubenauflagefläche
- z-Verstärkung
- Optimiertes Montageverfahren („Warmverschraubung“, „warm vorpressen“)

b.)

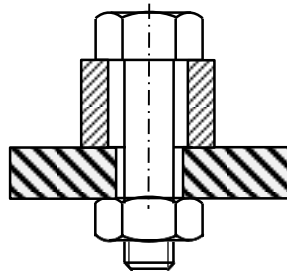


Hinweis: Anzahl der CFK-Prüfkörper exemplarisch

Einfluss von:

- Laminatdicke
- Optimiertes Montageverfahren („Warmverschraubung“, „warm vorpressen“)

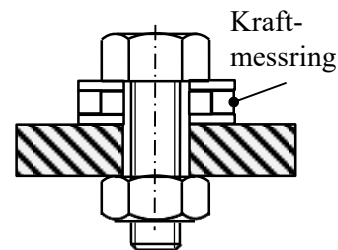
d.)



Einfluss von:

- Klemmlänge bzw. Schraubennachgiebigkeit

c.)



Einfluss von:

- Veränderlicher Umgebungstemperatur
- Optimiertes Montageverfahren („Warmverschraubung“, „warm vorpressen“)

Bild 17: Prinzipieller Aufbau der in dieser Arbeit untersuchten Prüfkörperverschraubungen

Wie bereits beschrieben ist die Standardprüfkonfiguration in dieser Arbeit ein einzelner verspannter CFK-Prüfkörper (Bild 17 a). Mit dieser Konfiguration wurde ein Großteil der Untersuchungen durchgeführt. Sie ist hinsichtlich Schraubennennendurchmesser und der geringen Klemmlänge als repräsentativ und worst-case für eine Verschraubung im Automobilbau anzusehen. Die mit dieser Variante untersuchten Einflussfaktoren sind in a.) angegeben.

Zur Untersuchung des Einflusses der Laminatdicke werden einzelne CFK-Prüfkörper gestapelt (Bild 17 b). Die Möglichkeit der Herstellung monolithischer CFK-Prüfkörper mit der jeweiligen Laminatdicke bestand nicht. Mit der Stapelung wird der Kompromiss eingegangen, dass mit jeder zusätzlichen Trennfuge Setzkraftverluste in erhöhten Maß auftreten. Das wird bei der Auswertung berücksichtigt.

Die Online-Messung der Schraubenvorspannkraft bei veränderlicher Umgebungstemperatur bedarf eines speziellen Messequipments und kann nicht mit der taktilen Längenmessung der Schraube erfolgen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde dazu ein Kraftmessring gewählt, welcher unter den Schraubenkopf mitverspannt wurde (Bild 17 c). Dadurch ändert sich das Verhalten der Verbindung in Bezug auf das Nachgiebigkeitsverhältnis und dem thermischen Ausdehnungsverhalten. Im Rahmen der Untersuchungen wurde jedoch ein Relativvergleich der Vorspannkraftrelaxation unter der Variation von Parametern unternommen, was zulässig ist.

Der Einfluss der Klemmlänge bzw. der Schraubennachgiebigkeit wird mit dem in Bild 17 d gezeigten prinzipiellen Versuchsaufbau geprüft. Eine Stahlhülse unterschiedlicher Länge wird unter dem Schraubenkopf mit verspannt.

Das prinzipielle Vorgehen bei der Bestimmung des Verspannungszustandes von Schraubenverbindungen wurde bereits beschrieben. Folgend wird die spezifische Vorgehensweise bei den Vorspannkraftrelaxationstests eingegangen:

- 1.) Beidseitige spanende Bearbeitung der Schrauben (auf definierte Länge plandrehen und bohren der 90 ° Senkung) mit CNC-Drehmaschine und NC-Anbohrer. Die Schrauben wurden mit einer Spannhülse auf dem Gewinde gespannt, wodurch eine präzise Koaxialität der Senkungen gewährleistet wurde.
- 2.) Händische Nacharbeit der Senkung mit Schleiffließ und „Rostradierer“ unter Rotation der Schraube.
- 3.) Anschweißen eines Thermoelements Typ K am Schraubenkopf.
- 4.) Reinigung der Prüfkörper (Schraube, Mutter, Klemmteile, evtl. mitverspannte Zusatzelemente) im Ultraschallreiniger mit Aceton (5 min Einschaltdauer).
- 5.) Sämtliche Prüfkörper (Klemmteile, Schrauben, Muttern, evtl. mitverspannte Zusatzelemente) für mindestens 30 min im Messraum des Messtasters auslagern, um eine homogene Durchwärmung zu erzielen.
- 6.) Temperaturmessung der Probe und taktile Messung der Ausgangslänge. Aufnahme von 5 Messwerten, um die Wiederholpräzision einzuschätzen. Schrauben mit schlechter Wiederholpräzision wurden nicht verwendet.
- 7.) Montage der Schraube (Montageverfahren und Parameter versuchsspezifisch).
  - Händische Montage zur Erzielung einer elastischen Schraubenverlängerung von 25 µm.

- Automatische Montage mit einer Schraubstation und einem Montagedrehmoment von 18 Nm bei einer Drehzahl von 5 1/min.
- 8.) Temperaturmessung und taktile Messung der Länge im montierten Zustand (Transferzeit von Montageplatz zu Längenmessstation etwa 5 min).
  - 9.) Auslagerung des Prüfkörpers entsprechend dem jeweiligen Versuchsplan.
  - 10.) Bei Warmauslagerung: Entnahme aus dem Ofen zu definierten Zeitpunkten. Abkühlung unter Druckluft. Prüfkörper für 30 min im Messraum des Messtasters auslagern, um eine homogene Durchwärmung zu gewährleisten. Temperaturmessung der Probe und taktile Messung der Länge.
  - 11.) Versuchsende: Aufnahme des letzten Wertes analog Schritt 10. Demontage der Verbindung. Temperaturmessung und Messung der entlasteten Länge der Schraube.
  - 12.) Versuchsauswertung: Ausgewertet wurde das Verlängerungsverhältnis errechnet aus der Schraubenverlängerung zum Zeitpunkt  $t$  dividiert durch die Schraubenverlängerung bei Montage ( $\frac{f_s}{f_s(t)}$ ). Eventuelle plastische Verlängerungen der Schraube wurden berücksichtigt. Eine Bewertung der realen Schraubenvorspannkraft  $F_s$  wurde somit nicht durchgeführt. Da die Schraubenverlängerung direkt mit der Schraubenvorspannkraft  $F_s$  korreliert, ist die relative Betrachtung der Schraubenverlängerung zweckmäßig zur Betrachtung des prozentualen Abfalls der Montagevorspannung.

Die Literaturstudie zeigt, dass die Auslagerungsdauer von Vorspannkraftrelaxationsversuchen an Schraubenverbindungen sehr unterschiedlich gewählt wird. Es wurden Auslagerungszeiten zwischen 10 Stunden [Zha16] und 12 Jahren [Jen12] gefunden. Die Ergebnisse von „kurzzeitigen“ Relaxationsversuchen können zwar mit grafischen und rechnerischen Verfahren extrapoliert werden, aber es wird auf die Unsicherheit bei hohem Extrapolationszeitverhältnis hingewiesen [Wie07].

In dieser Arbeit wurde gewöhnlich mit einer Auslagerungsdauer von 1000 h und Einzelversuchen mit einer Auslagerungsdauer von 10000 h ein praktikabler Kompromiss eingegangen. Standardmäßig erfolgte die Bestimmung der Schraubenvorspannung diskontinuierlich (Ausnahme: Online-Messung mit Kraftmessring). Die Messzeitpunkte wurden aus organisatorischen Gründen nicht fest definiert. Für gewöhnlich erfolgte jedoch eine Messung nach 1 h, 5 h und 20 h Auslagerungszeit, um den starken Vorspannkraftabfall in den ersten Stunden der Auslagerung abbilden zu können. Mit steigender Auslagerungsdauer wurden die Messintervalle ausgeweitet, da die Relaxationsgeschwindigkeit mit steigender Auslagerungsdauer überproportional stark abfällt.

#### 4.2.1 Schraubmontageverfahren und analytische Berechnung der Montagevorspannkraft

Um eine Vergleichbarkeit der Vorspannkraftrelaxationsversuche zu gewährleisten, ist eine möglichst geringe montagebedingte Streuung der Montagevorspannkraft nötig. Diese wiederum ist in großem Maße abhängig von dem gewählten Schraubmontageverfahren. Folgend wird beschrieben, wie die in dieser Arbeit verwendeten Schraubmontageverfahren und die Verschraubungsparameter ausgewählt wurden.

Um einen Zusammenhang zwischen elastischer Schraubenverlängerung, plastischer Schraubenverlängerung und Montagedrehmoment herstellen zu können, wurden Montageversuche an der Standardprüfkonfiguration Bild 17 a mit folgendem Versuchsablauf durchgeführt:

- 1.) Messung der unverspannten Länge der Schraube.
- 2.) Montage mit definiertem Montagedrehmoment.
- 3.) Messung der verspannten Länge der Schraube.
- 4.) Demontage der Schraube.
- 5.) Messung der unverspannten Länge der Schraube nach der Montage.

Aus der Differenz der unverspannten Länge der Schraube nach der Montage und der unverspannten Länge der Schraube vor der Montage kann deren plastische Längung ermittelt werden. Bild 18 zeigt das Ergebnis der Untersuchung. Auf der Abszisse ist das Montagedrehmoment der Schrauben dargestellt. Auf der Ordinate die gesamte Längenänderung der Schraube.

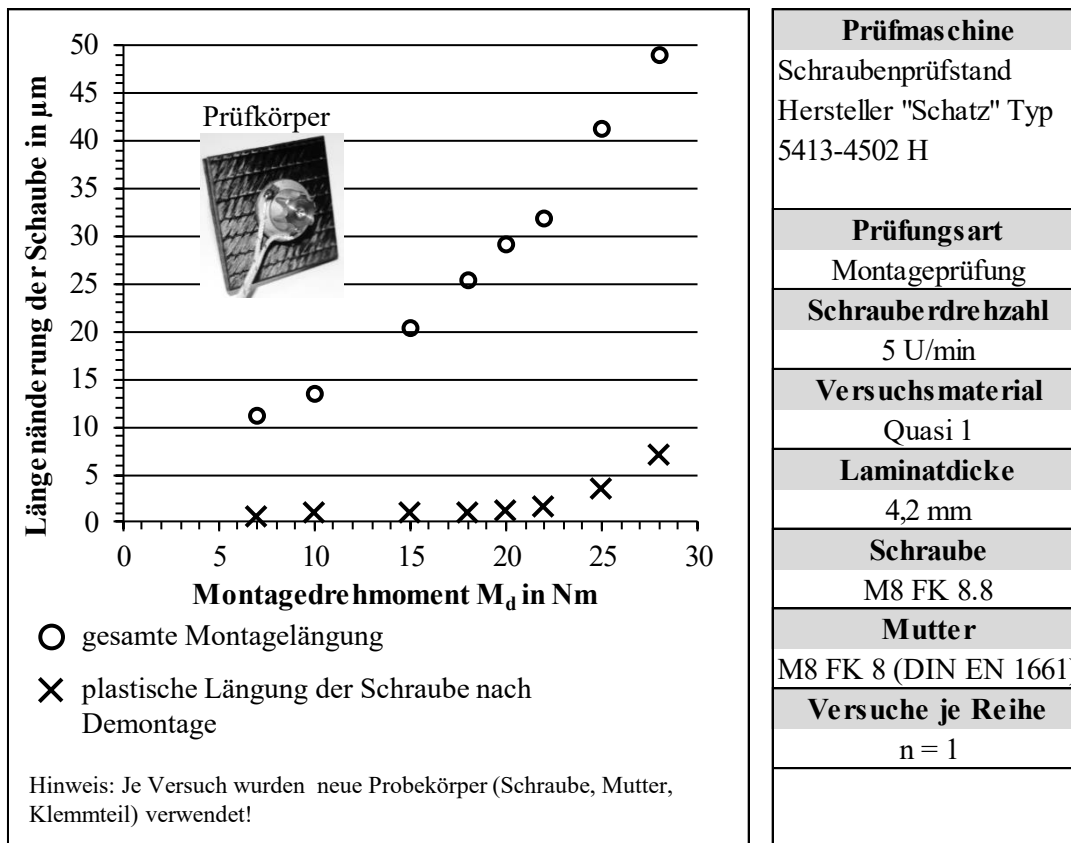


Bild 18: Festlegung der Montagevorschrift für die Vorspannkraftrelaxationstests

Die Ergebnisse zeigen, dass ab einem Montagedrehmoment von 22 Nm erste signifikante plastische Längenänderungen an der Schraube auftreten. Grundsätzlich stellen plastische Verformungen während der Schraubmontage keinen Nachteil für die Bestimmung der Schraubenvorspannung dar, da diese nach Versuchsende und nach dem Lösen der Verbindung gemessen werden können. In dieser Arbeit wurde dennoch darauf geachtet, die Schrauben im elastischen Verformungsbereich zu beanspruchen, aber trotzdem möglichst hoch auszunutzen. Dazu wurden auf Basis der Montageversuche folgende Montagungsverfahren und Parameter gewählt:

- „Standardprüfkonfiguration“, Bild 17 a, Montage bei Raumtemperatur

Händisch, längenänderungsgesteuerte Schraubenmontage auf eine Längenänderung von 25  $\mu\text{m}$ . Deutliche plastische Verformungen der Schraube werden vermieden und die Schraube ist dennoch relativ hoch ausgenutzt. Die Montage erfolgte händisch in der Regel in zwei bis drei Zügen. Nach jedem Zug wurde die Längenänderung der Schraube mit dem Messtaster kontrolliert und sich somit schrittweise angenähert. Das Verfahren ist gut beherrschbar und  $\pm 5\%$  Schraubenverlängerung sind erzielbar. Der Vorteil dieses Verfahrens ist, dass die sich ergebende Montagevorspannkraft unabhängig von der Gewindereibung und der Unterkopfreibung ist. Lediglich die relativ geringe Abweichung



der elastischen Schraubenverlängerung, Geometrieabweichungen und Streuungen der Werkstoffeigenschaften beeinflussen die Montagevorspannkraft.

- Alle anderen Schraubfälle, Bild 17 b, c, d

Drehmomentgesteuerte Montage mit Schraubstation und Montagedrehmoment 18 Nm. In den Schraubfällen liegt eine unterschiedliche Klemmlänge durch eine unterschiedliche Laminatdicke oder mitverspannte Zusatzelemente vor. Die sich ergebende elastische Schraubenverlängerung bei der Montage wurde nicht in Vorversuchen ermittelt. Da aus den Montageversuchen mit einer Klemmlänge und Laminatdicken von 4,2 mm bekannt ist, dass eine Schraubenverlängerung von 25  $\mu\text{m}$  einem Montagedrehmoment von 18 Nm entspricht, wurden diese Schraubfälle drehmomentgesteuert mit 18 Nm montiert. Da in den Versuchen gleiche Versuchsteile (Schrauben, Muttern, Klemmteile) verwendet wurden, ist auf eine geringe Streuung der Montagevorspannkraft selbst bei drehmomentgesteuerter Montage zu schließen. Bild 19 zeigt die dafür verwendete Schraubstation der Firma Schatz.

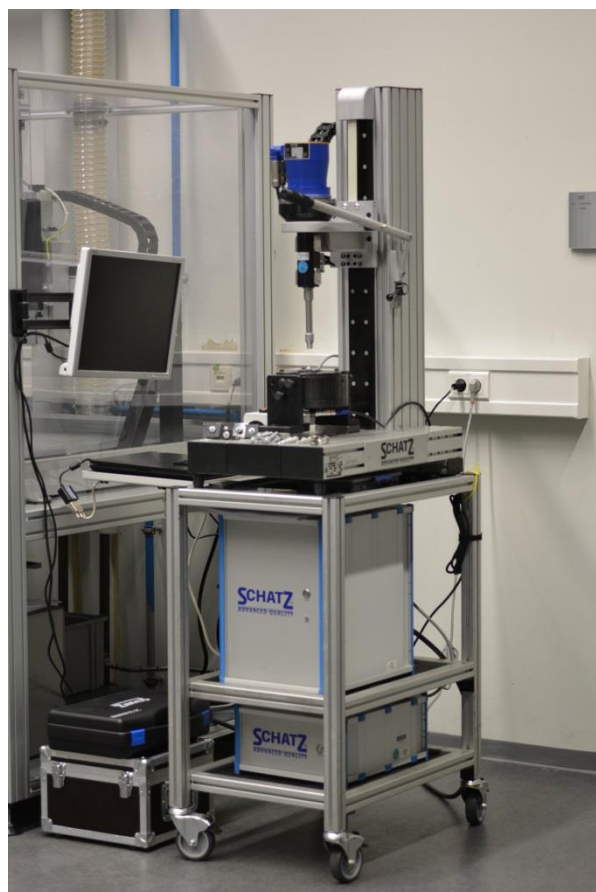


Bild 19: Schraubstation des Herstellers Schatz

Die Bewertung der Schraubenvorspannung erfolgt in dieser Arbeit auf Basis des Verhältnisses zwischen elastischer Schraubenverlängerung bei Montage  $f_0$  und der elastischen zeitabhängigen Schraubenverlängerung zum jeweiligen Messzeitpunkt  $f_s(t)$ .

Die Schraubenvorspannung kann somit prozentual bezogen auf die Montagevorspannung ausgedrückt werden. Zeitliche Schraubenvorspannungsverläufe lassen sich ermitteln, ohne dass die Kraftwerte bekannt sind. Um diese zu ermitteln, muss die Nachgiebigkeit der Schraube  $\delta_s$  bekannt sein. Folgend wird die Montagevorspannkraft  $F_0$  für die „Standardprüfkonfiguration“ Bild 17 a beispielhaft analytisch nach *Roloff/Matek* [Wit13] berechnet:

Die Montagevorspannkraft  $F_0$  lässt sich anhand der elastischen Schraubenverlängerung  $f_0$  und der Nachgiebigkeit der Schraube  $\delta_s$  mit folgender Gleichung ermitteln:

$$F_0 = f_0 \cdot \frac{1}{\delta_s} \quad 19$$

Die elastische Schraubenverlängerung nach der Montage  $f_0$  ergibt sich aus der Montagevorschrift und beträgt bei den Schraubfällen mit einer Klemmlänge  $l_k = 4,2 \text{ mm}$  und Montage bei Raumtemperatur  $25 \mu\text{m}$ .

Die Nachgiebigkeit der Schraube  $\delta_s$  ist eine Summe von Einzelnachgiebigkeiten, welche nach *Roloff/Matek* [Wit13] überschlägig berechnet werden kann:

$$\delta_s = \frac{1}{E_s} \cdot \left( \frac{0,4 \cdot d}{A_n} + \frac{l_k}{A_s} + \frac{0,5 \cdot d}{A_s} + \frac{0,4 \cdot d}{A_n} \right) \quad 20$$

$\delta_s$	el. Nachgiebigkeit der Schraube	[mm/N]
$E_s$	Elastizitätsmodul der Schraube (210000 N/mm <sup>2</sup> für Stahl)	[N/mm <sup>2</sup> ]
$d$	Schraubennendurchmesser (M8 = 8 mm)	[mm]
$A_n$	Nennquerschnitt der Schraube = $\frac{d^2 \cdot \pi}{4}$	[mm <sup>2</sup> ]
$l_k$	Klemmlänge (4,2 mm für den betrachteten Schraubfall)	[mm]
$A_s$	Spannungsquerschnitt der Schraube (36,6 mm <sup>2</sup> für M8)	[mm <sup>2</sup> ]
$\frac{0,4 \cdot d}{A_n \cdot E_s}$	el. Nachgiebigkeit Schraubenkopf bzw. Mutter (vereinfacht)	[mm/N]
$\frac{l_k}{A_s \cdot E_s}$	el. Nachgiebigkeit des freien Gewindeteils (vereinfacht)	[mm/N]
$\frac{0,5 \cdot d}{A_s \cdot E_s}$	el. Nachgiebigkeit eingeschraubter Gewindeteil (vereinfacht)	[mm/N]

Für die untersuchte Schraubenverbindung ergibt sich eine elastische Schraubennachgiebigkeit  $\delta_s = 167 \cdot 10^{-8} \frac{\text{mm}}{\text{N}}$

Damit ergibt sich eine Montagevorspannkraft  $F_0 = 14942 \text{ N}$ .

### 4.3 Untersuchung des Querdruckverhaltens

Das Verhalten des CFK unter der Querdruckbeanspruchung durch die Schraube ist von großer Bedeutung für das Vorspannkraftverhalten und die konstruktive Auslegung der Schraubenverbindung. Die Beanspruchbarkeit des Laminates unter Querdruck ist neben der Vorspannkraftrelaxation entscheidend dafür, welche Vorspannkraft oder Kontaktflächenpressung von der Schraube auf das Laminat ausgeübt werden darf. Die Querdrucksteifigkeit ist eine wichtige Eingangsgröße für die analytische Schraubengerechnung. Von ihr ist die Klemmteilmachgiebigkeit und letztlich die Schraubenzusatzkraft abhängig. Da Schraubenverbindungen im Fahrzeug wechselnde Temperaturen erfahren und die Eigenschaften von dem Matrixwerkstoff Epoxidharz temperaturabhängig sind, ist die Temperaturabhängigkeit der Querdruckfestigkeit und der Querdrucksteifigkeit von großer Bedeutung.

In dieser Arbeit werden sowohl das Steifigkeitsverhalten als auch das Festigkeitsverhalten an Werkstoffproben untersucht. Bild 20 zeigt den Versuchsaufbau, einen Prüfkörper und dessen Abmessungen, sowie wichtige Prüfangaben.

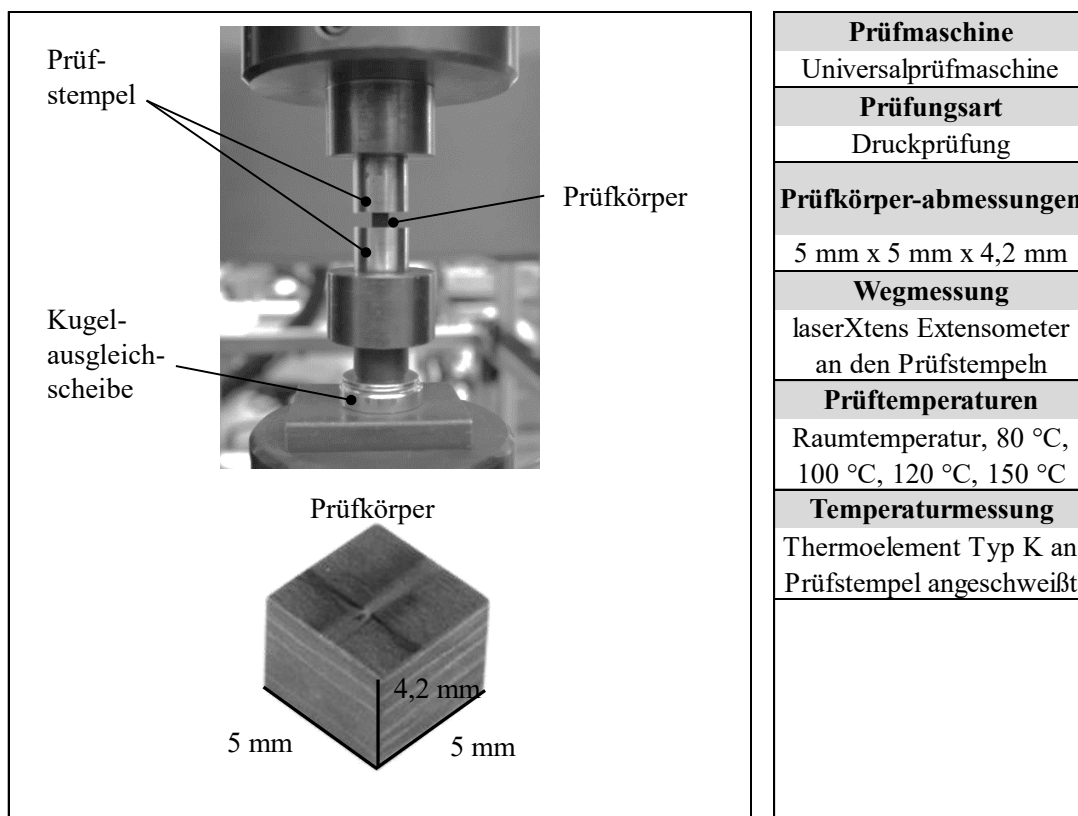


Bild 20: Versuchsaufbau zur Prüfung des Querdruckverhaltens

Die Prüfung wurde an einer Universalprüfmaschine des Herstellers Schenk unter quasistatischer Kraftbeaufschlagung durchgeführt. Zur Lasteinleitung in den Prüfkörper wurden Druckstempel aus dem Werkstoff 100Cr6 verwendet, welche wärmebehandelt

und die Auflageflächen für die Prüfkörper mechanisch poliert wurden. Die Politur an den Kontaktstellen zu dem Prüfkörper dient der Reduzierung der Reibung zwischen beiden Komponenten. Reibung behindert die Querdehnung im Kontaktbereich und beeinflusst das Querdruckverhalten. Zum Ausgleich von Winkelfehler zwischen den beiden Auflageflächen der Druckstempel wurde eine Kugelausgleichsscheibe des Herstellers Ganter Norm Typ GN 350.3 und einer statischen Belastbarkeit von 40 kN verwendet. Die Wegmessung erfolgte als Relativmessung zwischen den beiden Druckstempeln in der Nähe der Auflagefläche der Prüfkörper mit einem Laserextensometer des Herstellers Zwick vom Typ laserXtens. Dieses tastet die Prüfstempel durch eine entsprechende Öffnung in der Temperaturkammer an. Zur Prüfkörpertemperierung wurde der Prüfaufbau in einer Temperaturkammer untergebracht. Die Temperierung erfolgte mit einem Heißluftgebläse, welches auf ein Thermoelement Typ K, angeschweißt an einem Prüfstempel, geregelt wurde. Eine ausreichende Durchwärmzeit zur Erzeugung eines stationären Temperaturzustandes wurde eingehalten.

Die Untersuchungen wurden an rechteckigen Prismen mit einer Querschnittsfläche von 5 mm x 5 mm und Laminatdicken von 4,2 mm durchgeführt. Die Wahl der Prüfkörperabmessungen erfolgte auf Basis der maximal zu erwartenden Versagenskraft und der maximalen Belastbarkeit des Prüfaufbaus. Limitierender Faktor im Kraftfluss ist die Belastbarkeit der Kugelausgleichsscheibe (40 kN). Aus der Literatur ist eine Querdruckfestigkeit von CFK von bis zu 1100 MPa bekannt [And13]. Bei der gewählten Prüfkörpergeometrie wären bis zu 1600 MPa messbar. Die erwartete Sicherheit ist somit ausreichen groß, um die Kugelausgleichsscheibe nicht zu überlasten. Die geringen Prüfkörperabmessungen haben jedoch den Nachteil, dass das Verhältnis von Probenoberfläche zu Probenvolumen relativ groß ist und das Spannungskonzentrationsproblem „Randeffekt“ wird die Bruchspannung herabsetzen. Aufgrund dieses Einflusses wird in dieser Arbeit keine Querdruckfestigkeit gemessen, sondern richtigerweise eine Bruchspannung. Die Querdruckbruchspannung wird auf Basis der Maximalkraft in dem Druckversuch und der Querschnittsfläche im unbelasteten Zustand (ohne Querdehnung) ermittelt. Der Querdruckmodul  $E_d$  wurde durch Anlegen einer Tangente im linearen Verlauf des Kraft-Weg-Diagramms ermittelt. Dabei wurde darauf geachtet, dass der nichtlineare Einlaufbereich (Oberflächenanpassungen) nicht mit gewertet wurde.

## 5 Versuchswerkstoffe und deren Charakterisierung

In den folgenden Unterkapiteln werden die verwendeten Versuchswerkstoffe und deren Charakterisierung beschrieben.

### 5.1 CFK-Versuchsteile

Die große Vielfalt an Faserhalbzeugen und Matrixsystemen erschwert die Auswahl eines geeigneten Versuchsmaterials. Für die Untersuchung wurde ein Werkstoff gewählt, welcher sowohl hinsichtlich der Gebrauchs- als auch der Verarbeitungseigenschaften den Erfordernissen struktureller Bauteile im Automobilbau zum aktuellen Zeitpunkt gerecht wird. Diese Einschränkung war nötig, da die Eigenschaften von FKV teilweise stark unterschiedlich sind. Im Gegensatz zur Luftfahrtindustrie sind in der Automobilindustrie schnellhärtende Harzsysteme gefordert, um geringe Zykluszeiten im Herstellungsprozess darstellen zu können. Als Matrixsystem wurde deshalb ein schnellhärtendes Epoxidharzsystem des Herstellers Momentive vom Typ EPIKOTE Resin 05475 mit dem Härter EPIKURE Curing Agent 05443 verwendet, welches auch in der Serienfertigung in der Automobilindustrie Anwendung findet. Stand der Technik für leichte, hochfeste FKV-Strukturbauteile bilden Kohlenstofffasern. In den Untersuchungen dieser Arbeit wurden Kohlenstofffasern des Herstellers Toray Carbon Fibers America, Inc. vom Typ T700S als 12 K Roving verwendet. Die Fasern wurden von dem Hersteller Formax zu biaxialen 0/90 bzw.  $\pm 45$  Gelegen (sog. NCF Non Crimp Fabric) verarbeitet. Die beiden Faserrichtungen sind im 90 ° Winkel zueinander orientiert. Fixiert werden die einzelnen Faserstränge der beiden Faserrichtungen (sog. Kettfäden und Schussfäden) durch Wirkfäden, welche bei den verwendeten Gelegen im Bindungstyp „Franse“ vernäht sind. Da die Gelege für den Einsatz in der Serienfertigung gedacht sind, waren diese einseitig mit Pulverbinder versehen. Pulverbinder ist ein Hilfsstoff in der Fertigung von FKV, welcher dazu dient Preforms zu erstellen. Thermisch aktiviert verklebt der Pulverbinder die einzelnen Gelege und verbessert somit die Handhabung der ansonsten sehr biegeschlaffen Gelege. Bild 21 zeigt die verwendeten Faserhalbzeuge mit und ohne Pulverbinder.

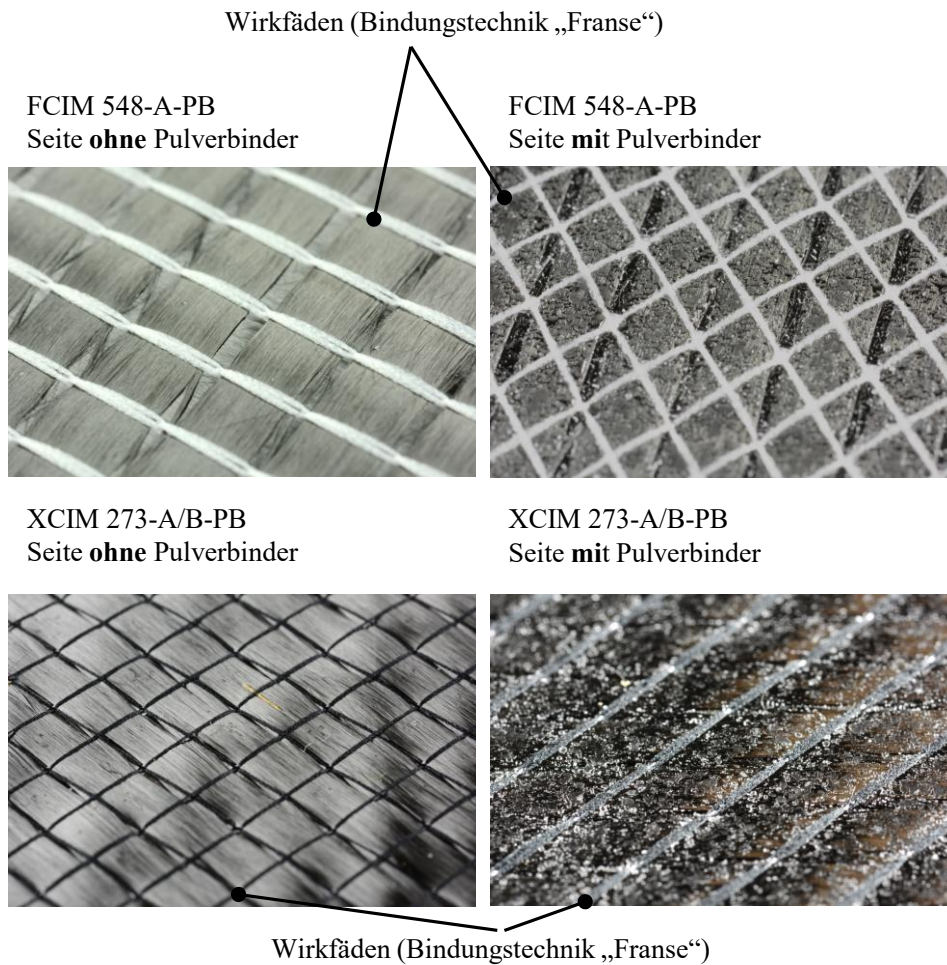


Bild 21: Verwendete Faserhalbzeuge

Tabelle 1 fasst folgend die wesentlichen Daten der Gelege zusammen. Der Unterschied zwischen dem Gelegen XCIM 273-A-PB und XCIM 273-B-PB besteht lediglich darin, dass der Auftrag des Pulverbinders auf unterschiedlichen Seiten erfolgte.

Tabelle 1: Daten der verwendeten Gelege

Bezeichnung	Faser	Ablagewinkel	Flächengewicht gesamt	Pulverbinder	Fixierfäden
XCIM 273-A-PB	Torayca T700S als 12 K Roving	- 45 ° / + 45 °	314 $\frac{g}{m^2}$ ( $\pm 5 \%$ )	Epikote 05390 (20 $\frac{g}{m^2}$ <b>auf + 45 ° Seite</b> )	Polyester, 35 tex, 8 $\frac{g}{m^2}$
XCIM 273-B-PB	Torayca T700S als 12 K Roving	+ 45 ° / - 45 °	314 $\frac{g}{m^2}$ ( $\pm 5 \%$ )	Epikote 05390 (20 $\frac{g}{m^2}$ <b>auf - 45 ° Seite</b> )	Polyester, 35 tex, 8 $\frac{g}{m^2}$

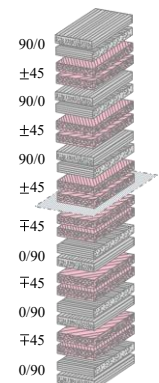
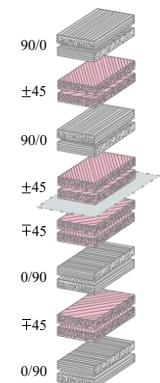
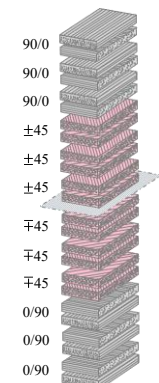
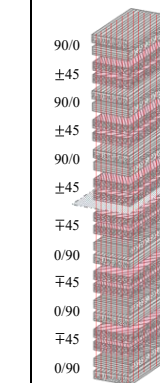

FCIM 548-A-PB	Torayca T700S als 12 K Roving	0° / 90°	334 $\frac{g}{m^2}$ ( $\pm 3\%$ )	Epikote 05390 (18 $\frac{g}{m^2}$ auf 0° Seite	Polyester, 35 tex, 8 $\frac{g}{m^2}$
---------------	-------------------------------	----------	-----------------------------------	--	---

Basierend auf diesen beiden Grundkomponenten (Faser und Matrix) wurden Versuchsplatten mit unterschiedlicher Schichtung der Gelege und unterschiedlichem Faservolumengehalt  $\varphi$  gefertigt, welche in dem Folgekapitel näher beschrieben werden.

### 5.1.1 Versuchsplattenkonfiguration

Die Versuchsplattendicke betrug  $4,2 \text{ mm} \pm 0,1 \text{ mm}$ . Dies ist im Bereich üblicher Laminatdicken für strukturell tragende Bauteile im Fahrzeugbau. Tabelle 2 zeigt die hergestellten Plattenkonfigurationen und die in dieser Arbeit dafür verwendete Kurzbezeichnung. Die Lamine basieren wie im vorherigen Kapitel beschrieben auf Gelegen mit zwei Faserrichtungen, was eine Limitierung möglicher Lagenanordnungen zur Folge hat (bspw. keine unidirektionalen Lamine möglich).

Tabelle 2: Lagenanordnung (Stacking) der Versuchsplatten

Reines Harz	Quasi 1	Quasi 2	Quasi 3	Quasi 4	Kreuz
x	[90/0/ $\pm 45$ /90/0/ $\pm 45$ /90/0/ $\pm 45$ ] <sub>s</sub>	[90/0/ $\pm 45$ /90/0] <sub>s</sub>	[(90/0) <sub>3</sub> / $\pm 45$ ] <sub>3</sub> s	[90/0/ $\pm 45$ /90/0/ $\pm 45$ /90/0/ $\pm 45$ ] <sub>s</sub> + Tufting	[(90/0) <sub>6</sub> ] <sub>s</sub>
	24 Lagen	16 Lagen	24 Lagen	24 Lagen	24 Lagen
nominale Dicke: 4,2 mm	nominale Dicke: 4,2 mm	nominale Dicke: 4,2 mm	nominale Dicke: 4,2 mm	nominale Dicke: 4,2 mm	nominale Dicke: 4,2 mm
x					

- Laminat „Quasi 1“

Das Laminat „Quasi 1“ stellt das Referenzlaminat dar, weil es den Stand der Technik üblicher Lamine im Automobilbau repräsentiert. Der Faservolumengehalt  $\rho$  ist im üblichen Bereich strukturell tragender Bauteile und die

Lagenanordnung ist mit ihrem quasiisotropen Aufbau gut geeignete für die Substitution von metallischen Bauteilen. Nach Formel 21 und auf Basis der Angaben aus Tabelle 1 und Tabelle 2 sowie einer Dichte der Kohlenstofffaser von  $\rho_{faser} = 1,80 \frac{g}{cm^3}$  ergibt sich ein mittlerer Faservolumengehalt  $\rho$  von 53 %.

- Laminat „Quasi 2“

Basierend auf „Quasi 1“ wurde ein Laminat mit verringertem Faservolumengehalt (Quasi 2) erzeugt, da die Vermutung angestellt wird, dass die Vorspannkraftrelaxation mit sinkendem Faservolumengehalt steigt. Realisiert wurde der verringerte Faservolumengehalt durch eine geringere Lagenanzahl (16 Lagen im Vergleich zu 24 Lagen bei „Quasi 1“) bei gleichbleibender Laminatdicken (4,2 mm). Nach Formel 21 und auf Basis der Angaben aus Tabelle 1 und Tabelle 2 sowie einer Dichte der Kohlenstofffaser von  $\rho_{faser} = 1,80 \frac{g}{cm^3}$  ein mittlerer Faservolumengehalt  $\rho$  von 35 %.

- Reines Harz

Um den generellen Einfluss der Faserverstärkung auf die Vorspannkraftrelaxation zu zeigen, wurden Versuchsplatten ohne jegliche Faserverstärkung aus dem reinen Epoxidharz hergestellt. Die Versuchsplatten haben den gleichen thermischen Prozess zur Aushärtung durchlaufen, wie die faserverstärkten Versuchsplatten.

- Laminat „Quasi 3“

Um den Einfluss einer geänderten Schichtreihenfolge zu untersuchen, wurde das Laminat „Quasi 3“ hergestellt. Die Lagenanzahl entspricht dem Standardlaminat „Quasi 1“. Nach Formel 21 und auf Basis der Angaben aus Tabelle 1 und Tabelle 2 sowie einer Dichte der Kohlenstofffaser von  $\rho_{faser} = 1,80 \frac{g}{cm^3}$  ein mittlerer Faservolumengehalt  $\rho$  von 53 %.

- Laminat „Quasi 4“

Wie in Kapitel 2.3.1 beschrieben, kann mit 3D-Faserverstärkungen das Langzeitverhalten unter Querdruck verbessert werden. Der Einfluss einer 3D-Verstärkung auf die Vorspannkraftrelaxation soll untersucht werden, weshalb das Laminat „Tufting“ hergestellt wurde. Dieses basiert auf dem Standardlaminat „Quasi 1“ und der zusätzlichen Faserverstärkung in Laminatdickenrichtung. Gewählt wurde das Nähverfahren „Tufting“. Dabei handelt es sich um ein Nähverfahren, bei welchem ein Kohlestofffaserfaden in Laminatdickenrichtung (z-Richtung) in den Faserstapel eingenäht wird. Das geschieht somit vor der Konsolidierung mit Epoxidharz und damit vor der eigentlichen Bauteil- bzw. Werkstoffherstellung. Der Faseranteil in Laminatdickenrichtung in Bezug zu dem



in Ebenrichtung ist dabei relativ gering und die Stichweite des Nähprozesses liegt im Bereich von einigen Millimetern. In Bezug zu üblichen Auflagefläche von Schraubenköpfen ist die Verstärkung somit als relativ heterogen zu betrachten. In der Luft- und Raumfahrt hat sich das Verfahren insbesondere zur Erhöhung der Schadenstoleranz bei punktförmiger, schlagartiger Belastung in Laminatdickenrichtung (Steinschlag, Hagelschlag, Vogelschlag, etc.) erwiesen. Das Tufting wurde zusammenfassend aus folgenden Gründen für die Untersuchungen ausgewählt:

- 1.) Eine Verstärkung ist lokal im durch die Schraubenvorspannkraft beanspruchten Bereich des FKV-Klemnteils möglich. Der Nähkopf befindet sich an einem Roboterarm und kann beliebig gesteuert werden.
- 2.) Das Verfahren ist im Vergleich zum sog. „z-pinning“ geeignet für die Anwendungen an trockenen Faserhalbzeugen und Bauteilherstellung im Infusionsprozess. Z-pinning wurde für die Anwendung in vorimprägnierten Fasern (Prepregs) konzipiert, auch wenn es aktuell Bestrebungen gibt diese auch für trockene Faserhalbzeuge zu ertüchtigen, siehe bspw. [Sta17].

Bei dem Tufting wird ein verzwirneter Kohlenstofffaserfaden  $2 \times 1 \text{ K}$  und  $140 \text{ tex}$  je Einzelfaden in einen Laminataufbau „Quasi 1“ eingebracht (siehe Kapitel 8.1.2). Mit der Stichtiefe von  $15 \text{ mm}$  und einem Verstärkungsraster von  $4 \text{ mm} \times 4 \text{ mm}$  ergibt sich ein mit dem Faden gesamt eingebrachten zusätzliches Flächengewicht von  $262,5 \frac{\text{g}}{\text{m}^2}$ . Aufgrund der Laminatdicken von nominal  $4,2 \text{ mm}$  ist der Faden jedoch nur in diesem Bereich in Laminatdickenrichtung orientiert. Das ergibt ein in Laminatdickenrichtung orientiertes zusätzliches Flächengewicht von  $73,5 \frac{\text{g}}{\text{m}^2}$ . Der Rest des Faden ist aufgrund von Schlaufenbildung und des Verfahrensweges der Nähadel in Laminatenebenenrichtung orientiert. Im Vergleich zum in Ebenenrichtung nominal eingebrachten Faseranteil von  $3564 \frac{\text{g}}{\text{m}^2}$  bei der „Quasi 1“ Versuchsplatte ist das sehr gering. Die durch das Tufting in Summe zusätzlich eingebrachten Fasern bewirkt eine Steigerung des globalen Faservolumengehaltes  $\rho$  auf  $56,5 \%$ . In Ebenenrichtung ist der Faservolumengehalt  $\rho$  analog der Konfiguration „Quasi 1“.

- Laminat „Kreuz“

Das Laminat „Kreuz“ ermöglicht mit seiner reinen  $0/90$  Schichtung den Vergleich mit quasiisotropem Laminataufbau. Nach Formel 21 und auf Basis der Angaben aus Tabelle 1 und Tabelle 2 sowie einer Dichte der Kohlenstofffaser von  $\rho_{\text{faser}} = 1,80 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$  ein mittlerer Faservolumengehalt  $\rho$  von  $55 \%$ .

### 5.1.2 Versuchsplattenfertigung

Die Versuchsplatten (Abmessungen 450 mm x 350 mm) wurden mit dem Harzinjektionsverfahren (Resin Transfer Moulding, RTM) in einer eigens dafür gefertigten Aluminiumkavität hergestellt. Die Kavität besteht aus folgenden Komponenten: (siehe Bild 22)

- Oberteil der Kavität (Oberfläche maschinell mechanisch poliert).
- Unterteil der Kavität (Oberfläche maschinell mechanisch poliert).
- Modularer Rahmenwechseleinsatz, um unterschiedliche Plattendicken erzeugen zu können, verschraubt und mit Silikonschnur abgedichtet auf dem Oberteil und dem Unterteil der Kavität.
- 18 Stehbolzen aus Stahl Festigkeitsklasse 8.8 um die Kavität zu verschließen. Versteifungsstreben auf Ober- und Unterteil.
- Ein zentraler Anguss (auswechselbar und mit Silikonschnur abgedichtet).
- Vier Steiger an den Eckpunkten der Platte (auswechselbar und mit Silikonschnur abgedichtet).

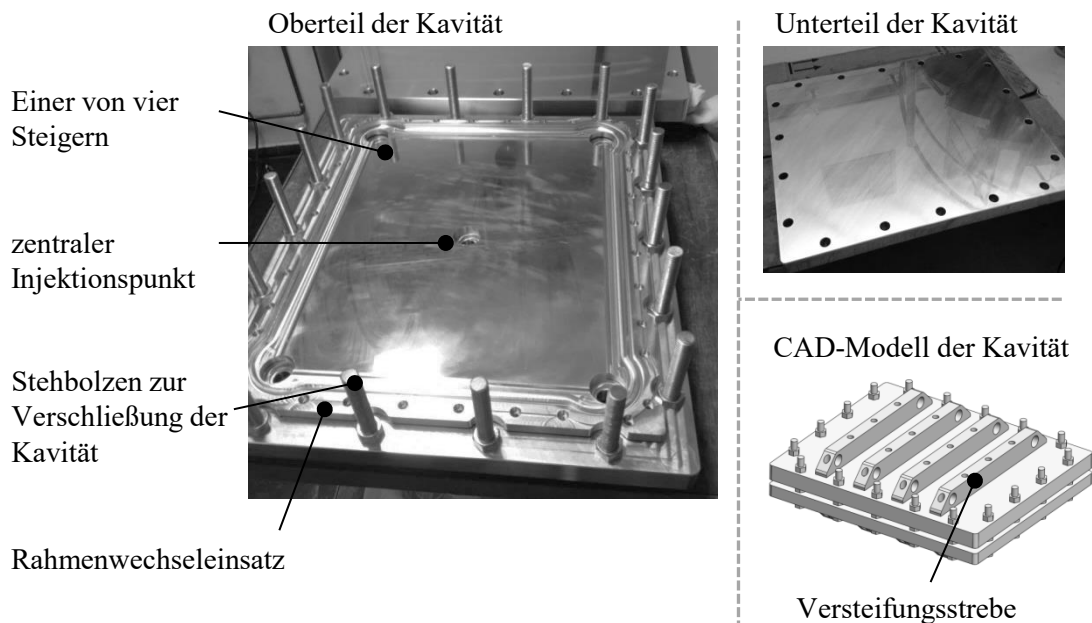


Bild 22: Kavität zur Herstellung der Versuchsplatten

Im ersten Schritt erfolgte der Zuschnitt der Gelege auf die passende Größe mit einem Elektroschneider. Die einzelnen Gelege wurden so konfektioniert, dass zwischen zwei Gelegen je eine Pulverbinder-Seite war. Aus Symmetriegründen trafen in der Mitte jedoch zwei Pulverbinder-Seiten aufeinander. Am Kontakt Gelege/Kavität war kein Pulverbinder vorhanden. Eine thermische Aktivierung des Pulverbinders erfolgte nicht, da dies für die gewählte Herstellungsart nicht nötig war. Der Gelege-Stack wurde direkt nach dem Stapeln in die zuvor mit Formtrennmittel behandelte Kavität gelegt und diese

verschraubt. Vor dem Beginn der Harzinjektion wurde die Kavität auf eine Temperatur von  $T = 70\text{ °C}$  in einem Umluft-Ofen erwärmt. Die Formtemperatur wurde mit einem Thermoelement Typ K überwacht, welches an einer definierten Messstelle an der Form angebracht wurde. Es wurde auf eine gleiche Heizrate bei allen Versuchsplatten geachtet. Harz und Härter wurden nach Herstellerangaben in einem Masseverhältnis von 100 : 24 abgewogen und zur Entgasung und Verringerung der Viskosität auf eine Temperatur von  $40\text{ °C}$  erhitzt. Beide Komponenten wurden dynamisch mit einem Propellermischer und einer Rührdauer von einer Minute gemischt. Injiziert wurde das Harz mit einem Drucktopf und einem Injektionsdruck von 4 bar in den zentralen Injektionspunkt der Kavität. An den vier Steigern wurde zusätzlich mit einer Venturi-Düse ein Vakuum erzeugt, welches über eine Harzfalle absaugt wurde, um zu vermeiden, dass Harz in die Düse gelangt. Nachdem die Kavität komplett gefüllt war, wurden nach einer kurzen Durchspülphase die vier Steiger mit Schlauchklemmen verschlossen und die Platte unter Druckbeaufschlagung gehärtet. Dazu wurde die Kavität im Umluftofen auf eine Temperatur von  $80\text{ °C}$  aufgeheizt und für eine Zeitdauer von 10 min konstant dort gehalten. Im nächsten Schritt wurde die Kavität aus dem Ofen entnommen und die fertige Versuchsplatte noch im warmen Zustand ausgebaut.

Trotz der steifen Bauweise der Kavität und zusätzlichen Versteifungsstreben war eine elastische Verformung aufgrund des Injektionsdruckes nicht zu vermeiden. Das resultiert war eine über die Plattenfläche nicht einheitliche Plattendicke. Bild 23 zeigt beispielhaft die Dickenverteilung einer Platte „Quasi 1“ welche an den gezeigten Messpunkten mit einer Mikrometerschraube vermessen wurde. (L = Links; M = Mitte; R = Rechts; O = Oben; U = Unten).

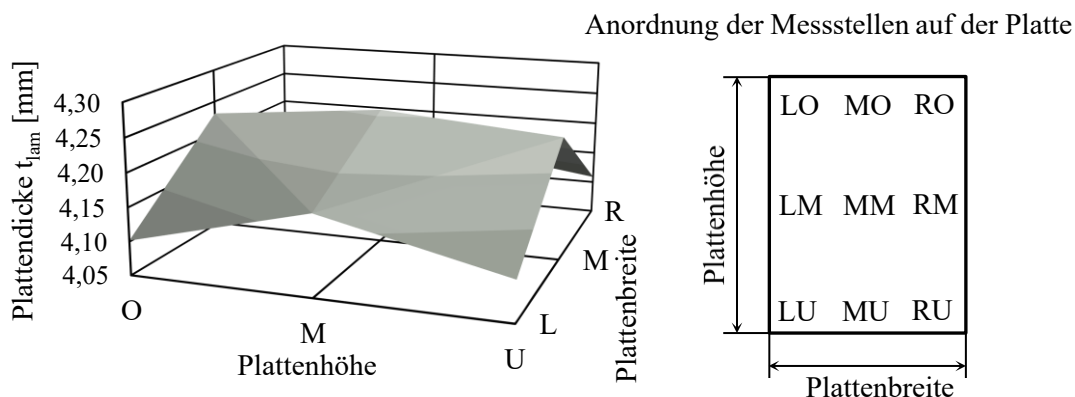


Bild 23: Exemplarische Laminatdickenverteilung einer Versuchsplatte

Erwartungsgemäß ist die Dicke der Versuchsplatte in der Mitte der Form am größten, da dort die größte elastische Verformung auftritt. Die unterschiedliche Plattendicke hat einen Einfluss auf den Faservolumengehalt. Wie groß dieser ist, wird in Kapitel 5.1.4 rechnerisch ermittelt.

Der nächste Schritt der Herstellung der Versuchskörper für die Vorspannkraftrelaxationsversuche war die spanende Bearbeitung, welche im nächsten Kapitel erläutert wird.

### 5.1.3 Spanende Bearbeitung der Prüfkörper

Für die Untersuchung des Vorspannkraftverhaltens wurden Prüfkörper mit quadratischem Grundriss und zentrischer Bohrung gewählt. Diese Entscheidung wurde aufgrund folgender Vorteile getroffen:

- Geringer Verschnitt → maximal mögliche Anzahl Prüfkörper je Versuchsplatte.
- Massenschwerpunkt des Prüfkörpers liegt in Bohrungsachse. Das hat Vorteile bei der Messung des Spannungszustandes (siehe Kapitel 4.1.3.2)

Bei der Wahl eines Bearbeitungsverfahrens für Außenkontur und die Bohrung wurde auf eine möglichst schädigungsarme Bearbeitung geachtet, da in der Literatur nachgewiesen wurde, dass durch die Bohrungsherstellung erzeugte Schädigungen die späteren Eigenschaften einer mechanischen Verbindung negativ beeinflussen können [Per97].

Grundsätzlich lässt sich die Herstellung der Prüfkörper in zwei Bearbeitungsschritte einteilen:

- 1.) Bearbeitung der Außenkontur des Prüfkörpers.
- 2.) Herstellung der Bohrung.

Die klassische Bearbeitung durch Bohren (mit einachsiger Werkzeugbewegung) unterscheidet sich bei der Bearbeitung von FKV in vielen Aspekten signifikant von der Bearbeitung von Metallen [Liu12]. Besonders durch den Bohrprozess induzierte Delaminationen (meist bei Bohreraustritt) und hoher Werkzeugverschleiß stellen ein Problem dar, weshalb spezielle Bohrverfahren und Bohrergeometrien untersucht wurden [Liu12]. Auch das Wasserstrahlschneiden kann Schädigungen an dem Laminat verursachen. Problematisch ist häufig das bei der Herstellung von Bohrungen nötige „einstechen“ in das Vollmaterial mit der Zugabe von Abrasivstoffen, wobei aufgrund des hohen Bearbeitungsdrucks hohe Querspannungen häufig zum Versagen des Laminates führen.

Für die Bearbeitung der Außenkontur sowie der Bohrung der Prüfkörper wurde ein Fräsprozess mit speziellem Fräser für die spanende Bearbeitung von FKV eingesetzt, weil damit qualitativ sehr hochwertige Bohrungen mit geringen Schädigungen erzeugt werden können. Genutzt wurde dazu eine CNC-Portalfräsmaschine des Herstellers BZT. Bild 24 zeigt die aufgespannte CFK-Platte sowie die Spindel inklusive Absaugung der CNC-Fräsmaschine während dem Bearbeitungsprozess.

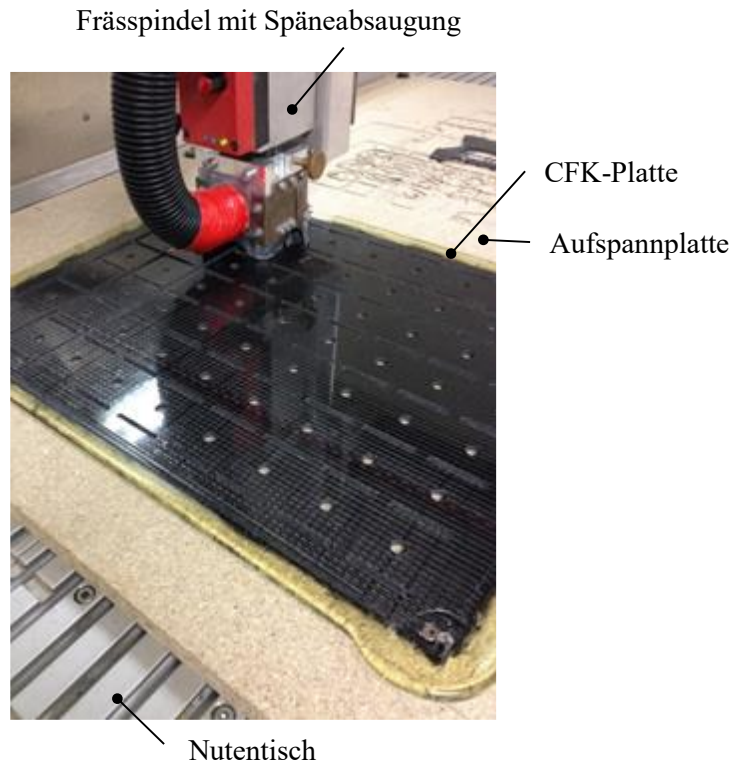


Bild 24: Spanende Herstellung der Prüfkörper aus einer Versuchsplatte

Mit dem gezeigten Aufbau waren Schnittkanten von hoher Qualität ohne nennenswerte Delaminationen möglich.

#### 5.1.4 Faservolumengehalt der Laminate

Der Faservolumengehalt  $\varphi$  (FVG) ist entscheidend für die Festigkeit und Steifigkeit von FKV [Sch07a]. In der Praxis werden zu dessen Ermittlung zahlreiche unterschiedliche Verfahren angewendet, wie bspw. die chemische oder thermische Extrahierung der Fasern oder ein optisches Auszählen von Flächenverhältnissen. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein praktikables Verfahren gewählt, den prozentualen Faservolumengehalt  $\varphi$  zu bestimmen, welches auf folgender Vorgehensweise beruht:

- 1.) Messung der Masse von Abschnitten der verwendeten Faserhalbzeuge mit einer Feinwaage. Die Abschnitte waren auf definierten Größen zugeschnitten.
- 2.) Berechnung des Flächengewichtes des verwendeten Faserhalbzeugs. Die ermittelte Masse ist die Summe aus Masse der Fasern, Masse des Pulverbinders sowie der Masse des Nähfadens.
- 3.) Berechnung des Flächengewichtes der reinen Kohlenstofffasern in dem Faserhalbzeug. Dazu wurde das Flächengewicht des Pulverbinders (Wert aus Datenblatt) und das Flächengewicht des Nähfadens (Wert aus Datenblatt) von der unter Punkt 2.) ermittelten Masse subtrahiert.

- 4.) Die Multiplikation des unter 3.) ermittelten Flächengewichtes mit der jeweiligen Anzahl der verlegten Faserhalbzeuge ergibt das in der Platte verlegte Flächengewicht der reinen Kohlenstofffaser  $m_{ges}$  in  $\frac{g}{m^2}$
- 5.) Ermittlung der Dichte  $\rho$  der verwendeten Kohlenstofffaser (Wert aus Datenblatt:  

$$\rho_{faser} = 1,80 \frac{g}{cm^3} = 1800000 \frac{g}{m^3}$$
- 6.) Messung der Plattendicke  $t_{Lam}$  in m.
- 7.) Berechnung des prozentualen Faservolumengehaltes des Laminates nach Gleichung 21.

$$\varphi = \frac{m_{ges}}{t_{lam} \cdot \rho_{faser}} \cdot 100 \% \quad 21$$

Bezogen auf einen Nominalwert der Laminatdicke  $t_{Lam} = 4,2$  mm werden die in Tabelle 3 angegebenen Faservolumengehalte ermittelt.

Tabelle 3: Faservolumengehalte der Versuchswerkstoffe bezogen auf eine nominale Laminatdicke von 4,2 mm

	Quasi 1	Quasi 2	Quasi 3	Quasi 4 (Ebenenrichtung)	Kreuz
Faservolumengehalt $\varphi$ in %	53 %	35 %	53 %	53 %	55 %

Wie bereits beschrieben streut die reale Laminatdicke aufgrund der elastischen Nachgiebigkeit der Kavität. Basierend auf den minimalen und maximalen gemessenen Laminatdicken eine Versuchsplatte „Quasi 1“ (siehe Bild 23) ergibt sich ein Faservolumengehalt im Bereich von  $\varphi = 52,5 \% - 54,5 \%$ . Wie das Ergebnis zeigt, ist der Einfluss der Laminatdickenstreuung auf den Faservolumengehalt  $\varphi$  gering. Weiterhin lässt sich zusammenfassen, dass die in dieser Arbeit untersuchten Lamine einen Faservolumengehalt aufweisen, welcher dem Stand der Technik für Strukturbauteile im Automobilbau entspricht.

Eine wichtige Größe für die Einordnung von faserverstärkten Kunststoffen ist auch der Glasübergangstemperaturbereich  $T_g$ , welcher folgend bestimmt wird.

### 5.1.5 Glasübergangstemperaturbereich der Lamine

Kunststoffe weisen in Abhängigkeit der Temperatur zwei grundsätzlich unterschiedliche Zustandsbereiche auf (energieelastisch und entropieelastisch), welche sich stark auf die Werkstoffeigenschaften auswirken [Sch07a]. Derjenige Temperaturbereich, bei dem diese Eigenschaftsänderung (von amorphen oder teilweise amorphen Kunststoffen) am

größten ist, wird Glasübergangstemperaturbereich  $T_g$  bezeichnet [Sch07a]. Die Eigenschaftsänderungen sind bei den vernetzten duroplastischen Epoxidharzen nicht so stark ausgeprägt wie bei den amorphen oder partiell amorphen Thermoplasten. Es gibt keinen scharfen abgegrenzten thermodynamischen Übergang, sondern einen Temperaturbereich, über den die Beweglichkeit der Polymerketten nennenswert zunimmt [NN16]. Einflussgrößen auf diesen Bereich sind bspw. die chemische Struktur des Epoxidharzes, die Art des Härter, die Temperatur bei der die Aushärtung stattfindet und der Aushärtegrad [NN16]. In dieser Arbeit wird der  $T_g$  mit einer DMTA-Analyse und der sogenannten Onset-Methode messtechnisch bestimmt.

Mit der dynamisch mechanischen Thermo-Analyse (DMTA-Analyse) können die viskoelastischen Eigenschaften eines Werkstoffes und damit auch der  $T_g$  bestimmt werden. Unter den möglichen Verfahren zur Bestimmung des  $T_g$  gilt die DMTA-Messung dabei als die sensibelste Messmethode [NN07]. Üblicherweise wird eine Werkstoffprobe mit einer statischen Last unter Dreipunktbiegung belastet, welche von einer dynamischen Anregung überlagert wird. Der Werkstoff reagiert auf diese Belastung mit sich aufbauenden Spannungen. Die Anregung und die Spannungsantwort kann je nach Werkstoffeigenschaft phasenverschoben sein. Das Verhalten zeigt zwei Grenzzustände. Werkstoff mit rein ideal elastischem Werkstoffverhalten zeigen keine Phasenverschiebung zwischen Antwort und Anregung. Bei Werkstoffen mit ideal viskosem Verhalten ist die Antwort um  $90^\circ$  phasenversetzt. Der Phasenversatz  $\delta$  (auch mechanischer Verlustfaktor genannt) realer Werkstoffe liegt zwischen diesen beiden Extremwerten. Das Werkstoffverhalten ist somit eine Mischung aus rein elastischem und rein viskosem Verhalten. Bild 25 zeigt die Ergebnisse der Messung an einer CFK-Probe der Konfiguration „Quasi 1“ mit den im Bild rechts aufgeführten Prüfparametern. Diese wurden auf der Basis von Erfahrungen bei derartigen Prüfungen ausgewählt.

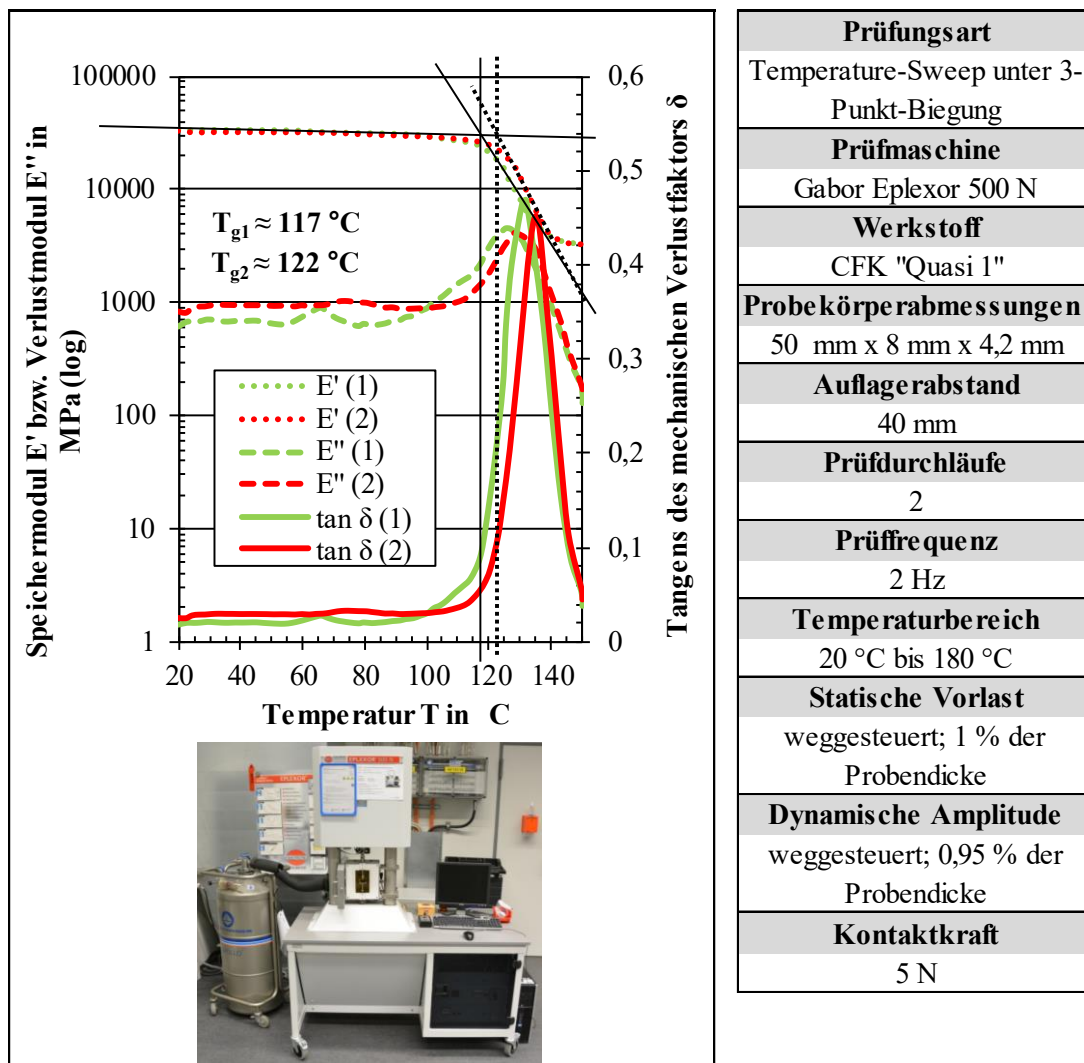


Bild 25: DMTA-Messung (Temperature Sweep) zur Bestimmung des Glasübergangsbereichs  $T_g$

Geprüft wurde unter 3-Punkt-Biegung mit einem Auflagerabstand von 40 mm. Um eine eventuelle Nachhärtung des Epoxidharzes erkennen zu können, wurde die Prüfung an derselben Probe zweimal durchlaufen (Durchlaufnummer ist in Bild in runden Klammern angegeben). Angewendet wurde ein sogenannter „Temperatur-Sweep“, bei welchem die Prüfkammertemperatur und damit die Probentemperatur kontinuierlich gesteigert wurde und die Prüffrequenz unverändert bleibt. Auf der Abszisse dargestellt ist die Temperatur in der Versuchskammer. Die linke Ordinate zeigt den Speichermodul  $E'$  (Realteil des Elastizitätsmoduls  $E$ ) sowie den Verlustmodul  $E''$  (Imaginärteil des Elastizitätsmoduls  $E$ ). Die rechte Ordinate zeigt den Tangens des Phasenversatzes  $\delta$ . Der Glasübergangsbereich  $T_g$ , wurde in dieser Arbeit mit der sogenannten Onset-Methode bestimmt. Dabei werden Tangenten an die Kurve des Speichermodul  $E'$  im linearen Bereich und im sigmoid verlaufenden Bereich an den Wendepunkt angelegt (siehe Bild 25). Aus dem Schnittpunkt der beiden Geraden (grafisch ermittelt) kann der Glasübergangsbereich  $T_g$  abgelesen werden. Im ersten Messdurchlauf wurde



$T_{g1} = 117\text{ °C}$  ermittelt. Messung 2 ergab  $T_{g2} = 122\text{ °C}$ . Damit kann auf einen leichten Nachhärtungseffekt nach dem ersten Temperaturzyklus geschlossen werden. Die Werte entsprechen den Datenblattangaben des Herstellers des Matrixsystems, weshalb von korrekten Verarbeitungsbedingungen bei der Herstellung der Versuchsplatten ausgegangen werden kann.

Das gezeigte Ergebnis wurde an Platten „Quasi 1“ ermittelt. Zusätzlich wurden Messungen an Platten „Kreuz“ und an „Reinharz“ durchgeführt. Die ermittelte  $T_g$  entspricht auch in diesem Fall etwa  $120\text{ °C}$ . Eine Messung unter Querdruckbeanspruchung zeigt vergleichbare Werte des  $T_g$  wie unter 3-Punkt-Biegung.

### 5.1.6 Zugfestigkeit der Lamine

Die (in plane) Zugfestigkeit der Lamine wurde nach DIN EN ISO 527-4 [Din02] an einer Universalprüfmaschine der Firma Schenk mit dem Ziel der Qualitätskontrolle der Lamine gemessen. Dazu wurden Zugproben in den drei Winkelpositionen  $0\text{ °}$ ,  $45\text{ °}$  und  $90\text{ °}$  aus den jeweiligen Versuchsplatten gefräst und im Einspannbereich mit Stahl-Aufleimern (DX56) beklebt. Die Funktion dieser Aufleimer ist eine schädigungsfreie Einleitung der Spannkraft der Prüfbacken in den Prüfkörper, wodurch Brüche im Einspannbereich der Probe vermieden werden sollen. Bild 26 zeigt eine Versuchsplatte, aus der die Zug-Prüfkörper ausgefräst wurden und Bild 27 drei fertige Zugproben mit Aufleimern und zur Dehnungsmessung mit spezieller Farbe besprüht.

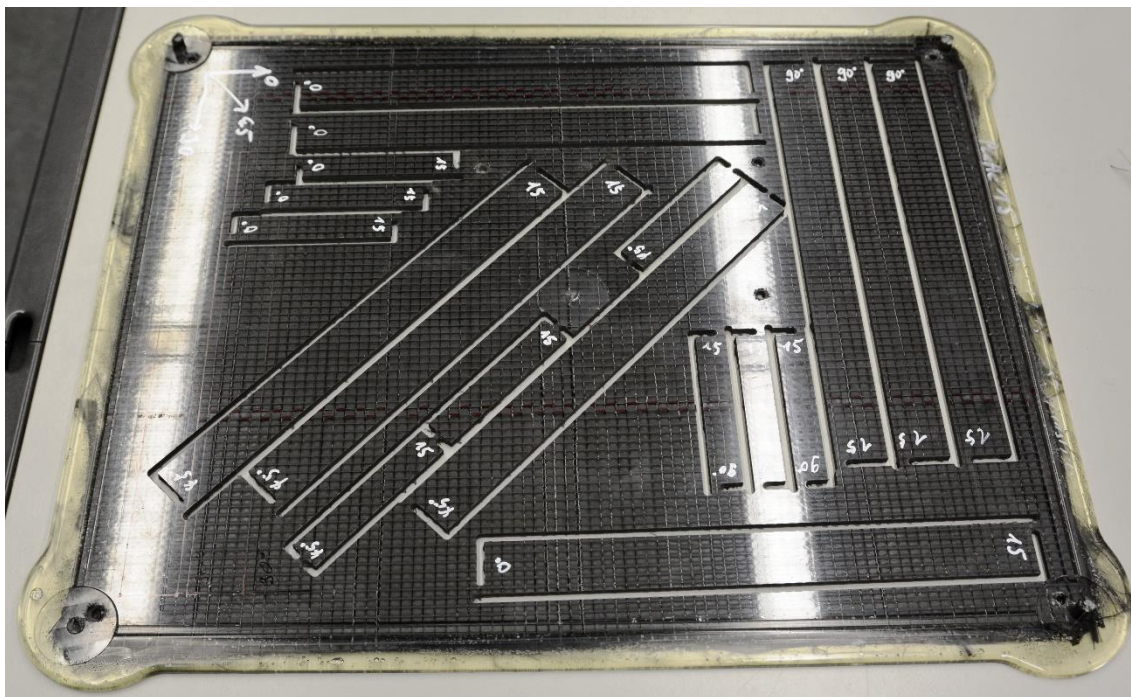


Bild 26: Versuchsplatte mit ausgefrästen Prüfkörpern



Bild 27: Zugproben zur Ermittlung der in-plane Eigenschaften

Die Verformungsmessung erfolgte mit einer digitalen Kreuzkorrelationsanalyse an Grauwertbildern (digital image correlation) der Firma GOM vom Typ ARAMIS.

Bild 28, Bild 29, Bild 30 zeigen die Ergebnisse (E-Modul  $E$ , Zugfestigkeit  $R_m$ , sowie Bruchdehnung  $A$ ) sowie die zugrunde liegenden Prüfparameter und die Orientierung der Zugproben auf einer Versuchsplatte. Dargestellt sind die Mittelwerte aus drei Proben und als Maß für die Streuung die min/max-Werte.

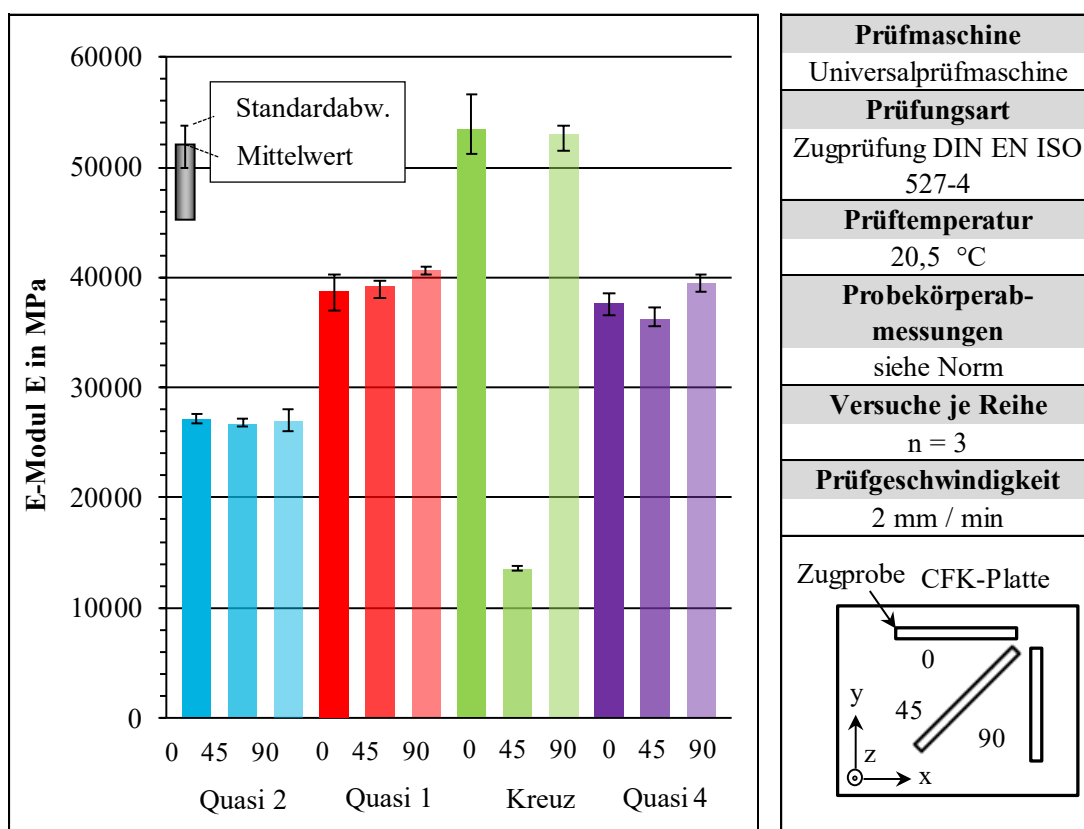


Bild 28: E-Modul  $E$  der Lamine in abhängig der Prüfrichtung

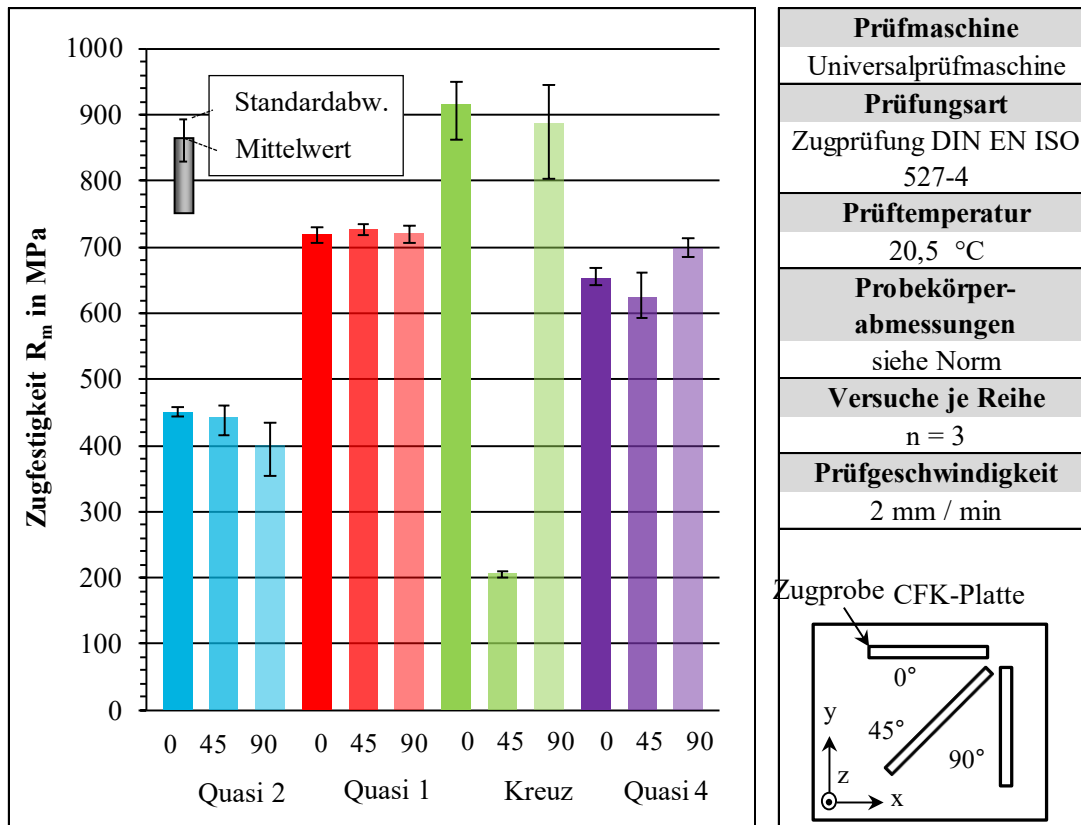
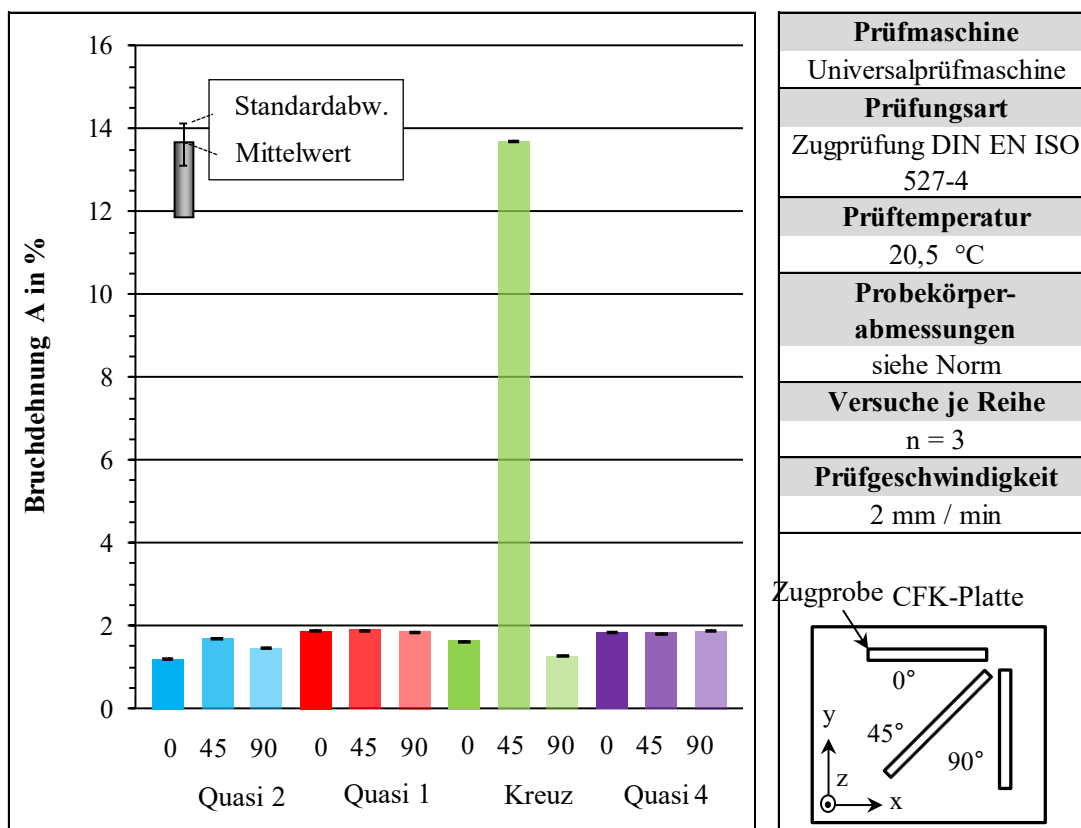
Bild 29: Zugfestigkeit  $R_m$  der Lamine abhängig der Prüfrichtung

Bild 30: Bruchdehnung A der Lamine in abhängig der Prüfrichtung

Bild 31 und Bild 32 zeigen die Bruchbilder der Lamine „Kreuz“ und „Quasi“.

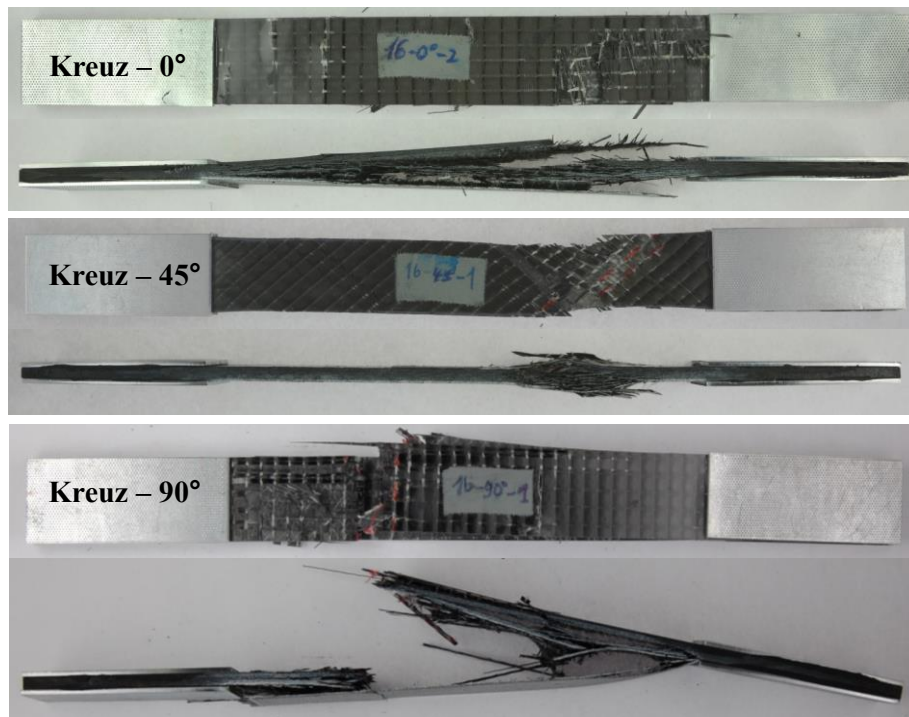


Bild 31: Bruchbilder von Proben der Lamine „Kreuz“

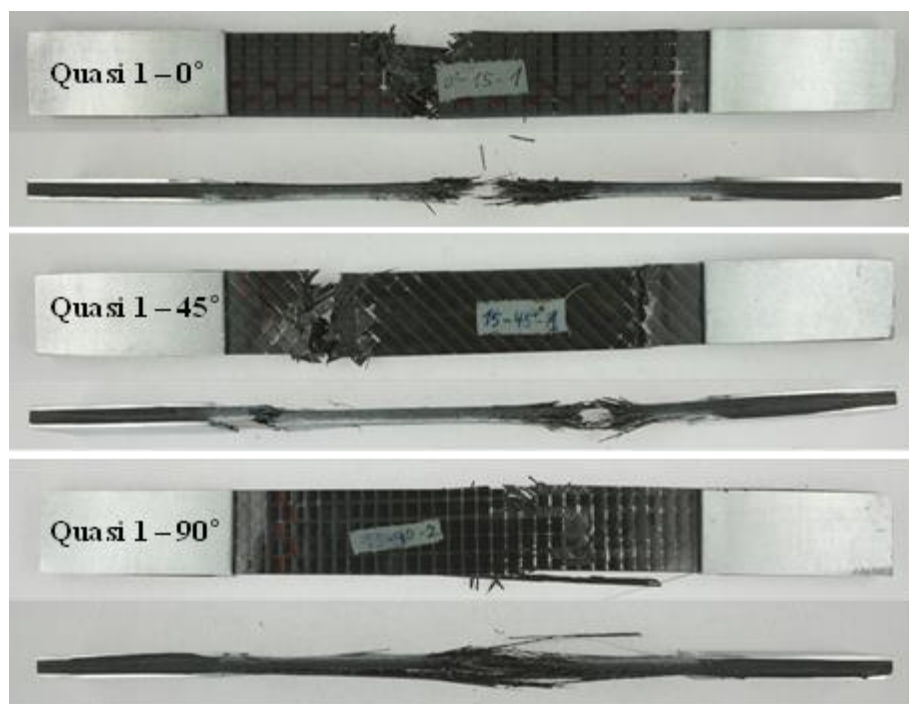


Bild 32: Bruchbilder von Proben der Lamine „Quasi 1“

Folgende Erkenntnisse lassen sich aus der Untersuchung zusammenfassen:

- E-Modul  $E$  und Zugfestigkeit  $R_m$  der Proben aus dem Werkstoff „Quasi 2“ sind deutlich geringer als von „Quasi 1“. Die Bruchdehnung  $A$  ist vergleichbar.

Der Faservolumengehalt von Proben aus dem Werkstoff „Quasi 2“ ist deutlich geringer als von „Quasi 1“, da nur 8 anstatt 12 Gelege zur Herstellung verwendet wurden. Die Zugfestigkeit  $R_m$  wurde im Vergleich zu „Quasi 1“ dadurch um 40 % und der E-Modul um 31 % verringert. Die Bruchdehnung ist hingegen vergleichbar, was aufgrund der Versagensart „Faserbruch“ nachvollziehbar ist.

- Die mechanischen Eigenschaften von Proben aus dem Werkstoff „Kreuz“ werden unter einer Belastungsrichtung von 45 ° zur Faserrichtung von den Eigenschaften des Matrixwerkstoffes (Epoxidharz) dominiert. In 0 ° und 90 ° sind die gemessenen Werte von  $R_m$  und  $E$  jedoch größer als von „Quasi 1“, da der Anteil der in dieser Richtung orientierten Fasern größer ist.

Im Vergleich zu „Quasi 1“ ist der E-Modul bei „Kreuz“ und 45 ° Belastungsrichtung um 65 % verringert. In 0 ° und 90 ° Richtung ist er jedoch um 38 % höher. Die Zugfestigkeit in 45 ° Richtung verringert sich um 72 % und erhöht sich um 26 % in 0 ° und 90 ° Richtung. Die Bruchdehnung in 0 ° und 90 ° Richtung ist vergleichbar (gleiche Versagensart „Faserbruch“) und in 45 ° Richtung um 760 % größer. Grund für diese starke Änderung ist der Wechsel der Versagensart auf Matrixbruch anstatt Faserbruch. Die Matrix ist wesentlich duktiler als die Faser.

- Die z-Verstärkung durch „Tufting“ verringert E-Modul  $E$  und Zugfestigkeit  $R_m$

In der Literatur wurde gezeigt, dass die z-Verstärkung „Tufting“ die mechanischen Eigenschaften des Laminates in Ebenenrichtung (sog. in-plane Eigenschaften) beeinträchtigt [Ano07]. Erklärt wird das mit Faserbrüchen und Faserumorientierung der in-plane Faserverstärkung und sich ergebenden harzreichen Zonen um die Einstichstelle [Ano07]. Das zeigt sich auch bei den Untersuchungen in dieser Arbeit. Im Vergleich zu dem konventionellen Laminat „Quasi 1“ ist die Zugfestigkeit von „Quasi 4“ (Tufting) um 8 % und der E-Modul um 4 % geringer.

## 5.2 Schrauben

Als Versuchsschrauben dienen Schraubenschrauben M8 x 55 der Festigkeitsklasse 8.8 vom Hersteller RIBE mit Außensechsrund-Kraftangriff, hergestellt in einer Fertigungscharge. Schrauben der Gewindegröße M8 aus Stahl sind typisch im Automobilbau, weshalb diese für die Untersuchungen definiert wurden. Die Schrauben wurden mit einer Zinklamellenbeschichtung inklusive Mikroverkapselung ausgeliefert. Für die Vorspannkraftrelaxationstests ist diese Mikroverkapselung hinderlich (Einfluss auf das Vorspannkraftverhalten denkbar), weshalb sie mechanisch mit einem Gewindeschneider entfernt wurde. Die Abmessungen sind Bild 33 zu entnehmen.



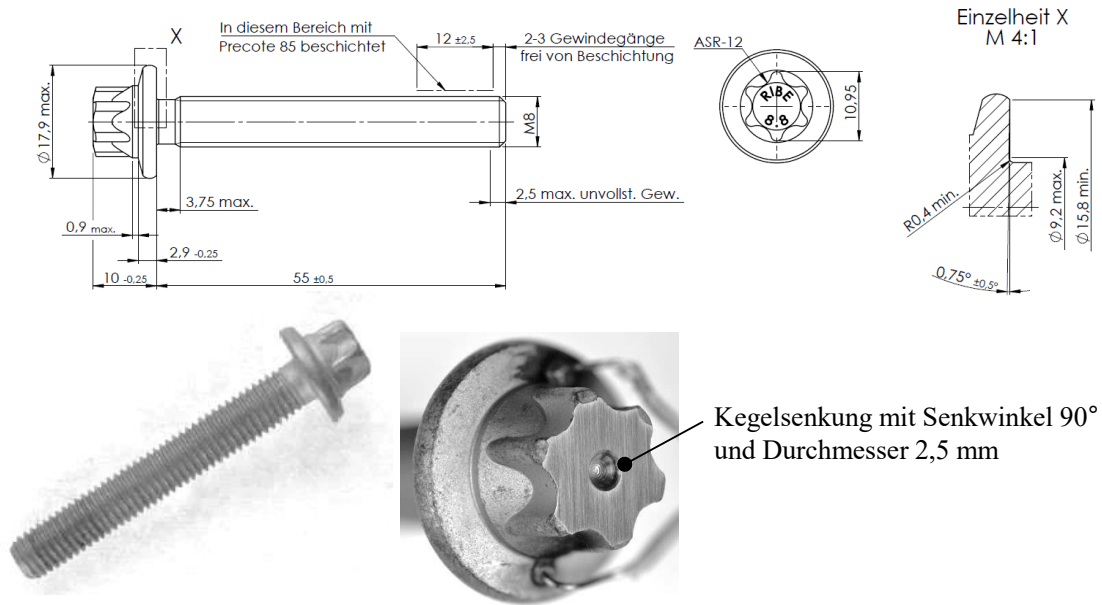
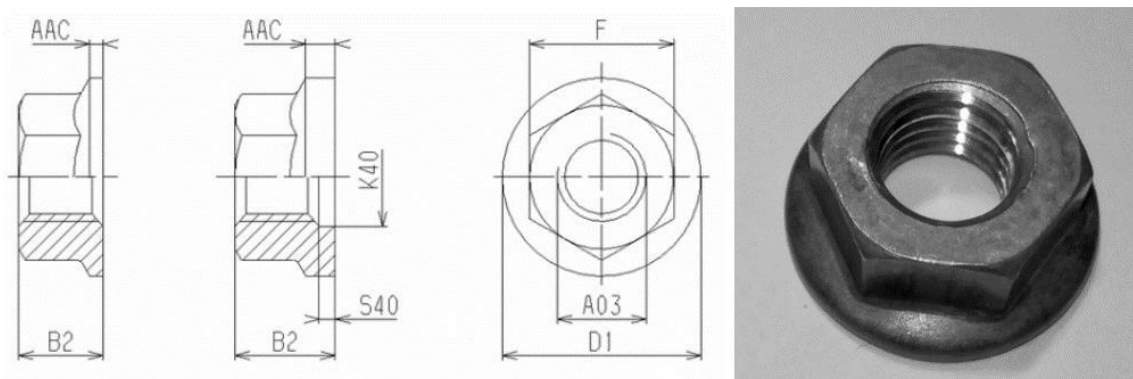


Bild 33: Zeichnung und Foto (mit Kegelsenkung) der Versuchsschrauben

Zur Vorspannkraftmessung war eine mechanische Bearbeitung der Schrauben an einer CNC-Drehmaschine sowie die Applikation eine Temperaturmessstelle nötig. Details dazu sind in Kapitel 4.1.3.2 beschrieben.

### 5.3 Muttern

Als Versuchsmuttern wurden Flanschmutter nach DIN EN 1661 [Din03] der Größe M8 und Festigkeitsklasse 8 verwendet (Bild 34). Die Oberfläche war verzinkt, passiviert und gleitbeschichtet.



Festigkeitsklasse:	8
Mutterhöhe:	8 mm
Auflagedurchmesser:	14,88 mm

Bild 34: Foto und Abmessungen der Mutter

## 6 Querdruckverhalten des Laminates

Im Stand der Technik wurde gezeigt, dass übliche und aktuell für Strukturbauteile in der Fahrzeugindustrie verwendete FKV nicht für eine Belastung in Laminatdickenrichtung entwickelt wurden und folglich meist nur zweidimensional faserverstärkt sind. Werden derartige Werkstoffe mit herkömmlichen Schrauben in Form einer Durchgangsverschraubung verschraubt, so ist mit einer hohen Vorspannkraftrelaxation und einer Schädigung des Laminates durch die Schraubenvorspannkraft zu rechnen. Im Sinne der Schraubbarkeit muss der Werkstoff in der Lage sein, die Belastung durch die Schraube sowohl bei der Montage als auch im Betrieb ertragen zu können (langzeitig und kurzzeitig) sowie keine zu hohe Vorspannkraftrelaxation zu begünstigen. Als hauptursächlich für die Vorspannkraftrelaxation in Schraubenverbindungen mit faserverstärkten Kunststoffen wird das Werkstoffkriechen insbesondere bei erhöhten Temperaturen angesehen, weshalb dieses untersucht wird. Zudem werden zwei Themen untersucht, welche in der Literatur noch nicht näher untersucht wurden. Die Änderung der Werkstoffmorphologie im Bereich der Beanspruchung durch die Schraubenvorspannkraft sowie der Einfluss der Temperatur auf die Querdruckbruchspannung.

### 6.1 Optische Untersuchung der Verstärkungsstruktur nach Vorspannkraftrelaxation

Die Hauptursachen der Vorspannkraftrelaxation in Schraubenverbindungen mit faserverstärkten Kunststoffen werden Verformungen aufgrund des viskoelastischen Werkstoffverhaltens angesehen. Wie sich diese Verformungen auf die Werkstoffstruktur des CFK auswirken, wird in diesem Kapitel untersucht. Da Kohlenstofffasern als kriechfest gelten, wird die Verformung in der Epoxidharzmatrix stattfinden. Theoretische Überlegungen führen zu der Annahme, dass die maximal mögliche Verformung erreicht sein sollte, wenn alle Fasern „auf Block“ liegen (maximale Packungsdichte erreicht). Da übliche FKV einen Faservolumengehalt von etwa 50 % aufweisen, tritt dieser Zustand auch erst bei einer Verformung von etwa 50 % der Laminatdicke ein. Ob derart hohe Verformungen auftreten und eine lokale Erhöhung des Faservolumengehaltes erkennbar ist, wird im Experiment untersucht.

Bild 35 zeigt Querschliffe einer CFK-Probe aus dem Vorspannkraftrelaxationstest im Bereich der Werkstoffzone unter dem Schraubenkopf.

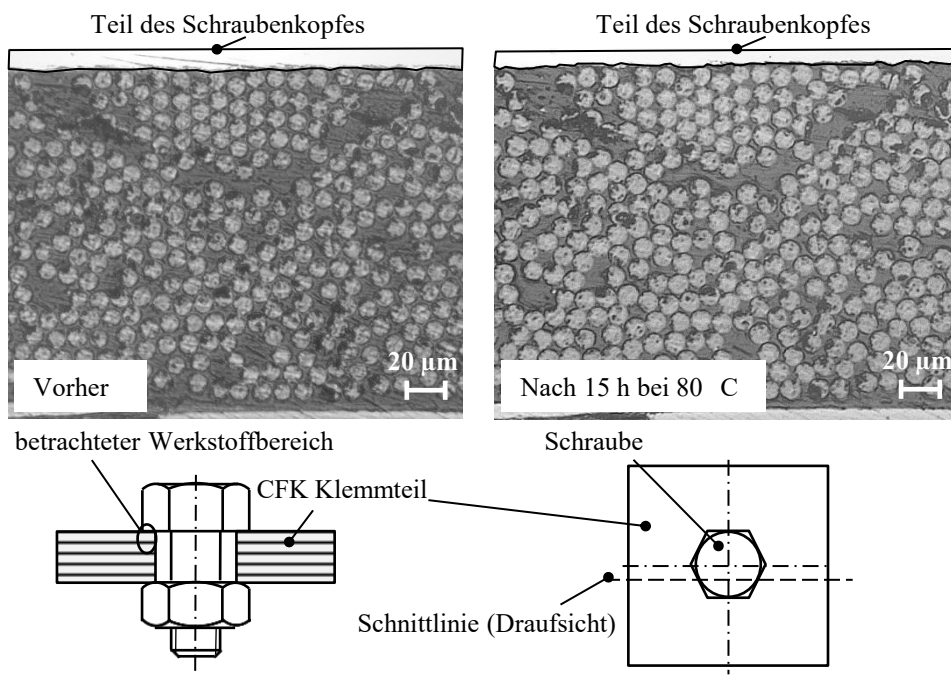


Bild 35: Querschliff vor und nach Vorspannkraftrelaxation

Am oberen Bildrand ist ein Teil des Schraubenkopfes erkennbar (siehe Beschriftung und schwarz umrandeter Bereich im Bild). Epoxidharz stellt sich in dem Bild anthrazitfarben dar. Die im Querschnitt runden Kohlenstofffasern sind gut erkennbar. Betrachtet wird somit eine Werkstoffzone des Laminates direkt unter dem Schraubenkopf. Die Schraubenverbindung wurde montiert und unmittelbar anschließend mit einer Nasstrennschleifmaschine etwa 3 mm außermittig der Schraubenlängsachse durchtrennt (Schnittlinie siehe Kennzeichnung in Bild). Das ermöglicht die Sicht auf den unter Pressung stehenden Werkstoffbereich, auch wenn berücksichtigt werden muss, dass sich die Pressungsverhältnisse aufgrund der Materialentnahmen ändern. Die Oberfläche wurde anschließend an einer Metallografie-Schleifmaschine schrittweise bis zu einer Körnung von 4000 geschliffen und poliert. Daraufhin wurde die Werkstoffstruktur mit einem Auflichtmikroskop betrachtet (siehe Bild 35 links). Bei einer Temperatur von 80 °C (übliche Temperatur für Bauteile im Interieur-Bereich von Pkw) und für eine Dauer von 15 h wurde der modifizierte Prüfkörper ausgelagert und anschließend mit dem Auflichtmikroskop betrachtet. Nach der Auslagerung war ein weiterer Schleifprozess + polieren nötig, da aufgrund der Kriechverformungen in Ebenenrichtung die Verstärkungsstruktur sonst nicht sauber erkennbar war. Bild 35 rechts zeigt die Faser verstärkungsstruktur desselben Werkstoffbereiches wie links, allerdings nach der Vorspannkraftrelaxation.

Zusammenfassend kann keine deutliche Erhöhung des Faservolumengehaltes aufgrund der Vorspannkraftrelaxation erkannt werden. Verschiebungen einzelner Fasern treten betragsmäßig im Bereich von ~ 1 μm auf und sind kaum noch sinnvoll quantifizierbar.



Die plastische Dickenänderung des Laminates beträgt bei diesem Versuch lediglich ca. 1 % der Ausgangslaminatdicke. Diese Verformung teilt sich über die komplette Laminatdicke auf, weshalb die Verschiebung einzelner Fasern sehr gering und nahezu nicht mehr auflösbar ist.

Im Gegensatz zur Verformung des Laminates in Laminatdickenrichtung wurden in Ebenenrichtung deutliche Verformungen erkannt. Diese Verformungen wurden mit einem weiteren Versuch sichtbar gemacht. Folgend wird der Versuchsablauf beschrieben:

- 1.) Der Prüfkörper wird mit Montagedrehmoment  $M_d = 18 \text{ Nm}$  verschraubt. Der Schraubenkopf und die Mutter liegen direkt auf dem Laminat auf.
- 2.) Der verspannte Prüfkörper wird mit einem Labortrennschneider so beschnitten, dass die Kontaktzone zwischen Schraubenkopf bzw. Mutter direkt betrachtet werden kann.
- 3.) Zwei Schnitte orthogonal zueinander wurden durchgeführt.
- 4.) Präparation der Schnittflächen (Schleifen und Polieren).
- 5.) Betrachtung der Schnittflächen und der sich ergebenden Schnittkante unter dem Auflichtmikroskop.
- 6.) Auslagerung der präparierten Probe für 250 h bei einer Temperatur von  $90 \text{ }^\circ\text{C}$ . Damit soll eine plastische Verformung an dem Laminat aufgrund der Querdruckbeanspruchung und der überlagerten Temperatur erzielt werden.  $90 \text{ }^\circ\text{C}$  sind unterhalb der Glasübergangstemperatur des Laminates und eine übliche Temperaturbeanspruchung für Bauteile im Fahrzeug.
- 7.) Wiederholte Betrachtung der Schnittflächen und der sich ergebenden Schnittkante unter dem Auflichtmikroskop

Bild 36 vergleicht die Bilder aus Schritt 4.) (oben) und Schritt 6.) (unten). Betrachtet wurde in beiden Bildern dieselbe Werkstoffzone (Angrenzung zweier Schichten, mit  $90 \text{ }^\circ$  zueinander versetzter Faserrichtung). Links in den Bildern ist die Schnittkante der beiden orthogonal zueinander verlaufenden Schnitte zu sehen. Die Beanspruchung lässt sich mit der Beanspruchungssituation am Bohrungsrand einer CFK-Verschraubung vergleichen, da das Laminat dort keine Dehnungsbehinderung erfährt und sich ungehindert verformen kann.

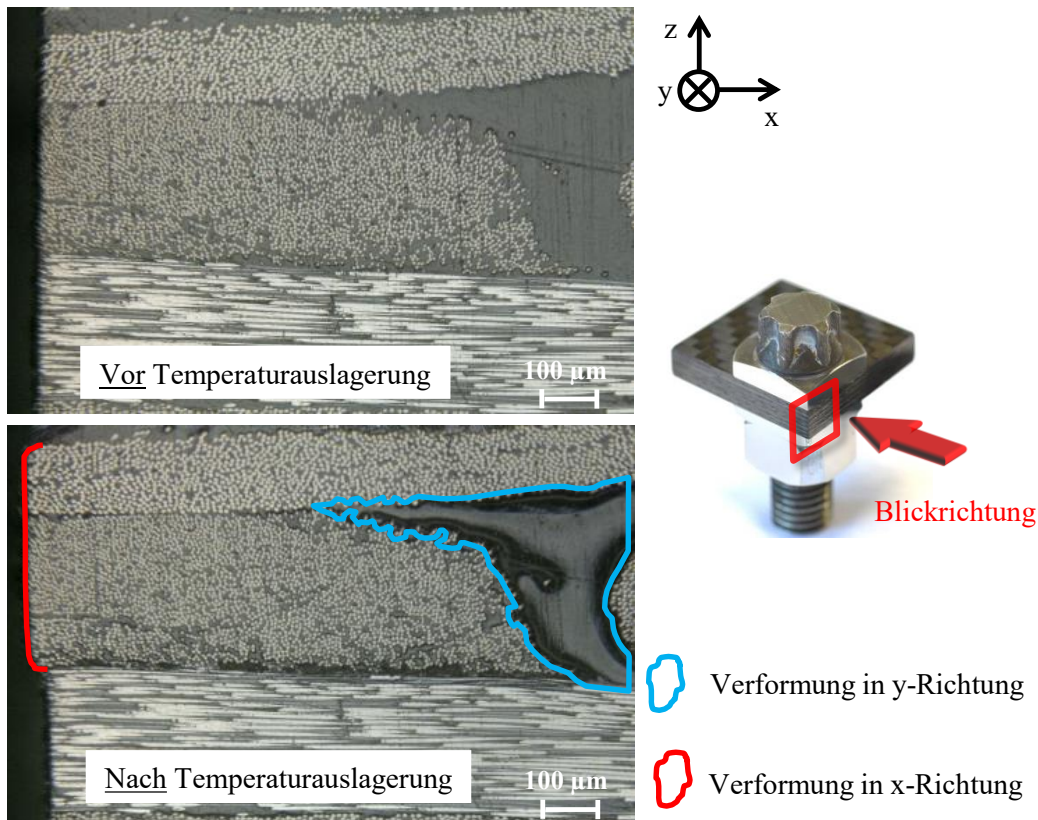


Bild 36: Querschliff vor und nach Vorspannkraftrelaxation und Betrachtung einer freien Kante

Zwei Effekte lassen sich beobachten:

- 1.) Die Querdruckbelastung bewirkt eine Kriechdehnung in Ebenrichtung, deren Ausprägung aufgrund der Anisotropie der Einzelschichten schichtweise unterschiedlich und richtungsabhängig ist.

Die Querdruckbelastung bewirkt eine Querdehnung des Laminates bzw. der Einzelschichten in Ebenenrichtung. Aufgrund des anisotropen Charakters der Einzelschicht ist der Betrag der Querdehnung richtungsabhängig. Querdehnungen der gesamten Einzelschicht in Richtung der Faserverstärkung werden aufgrund des hohen E-Moduls der Fasern unterdrückt und Faserspannung wird aufgeprägt. Querdehnungen  $90^\circ$  zur Faserrichtung können nicht von den Fasern unterdrückt werden und sind primär abhängig von den Eigenschaften der Matrix und folglich wesentlich größer. In der oberen Faserschicht im Bild liegt letzterer Fall vor. Da die Verbindung für längere Zeit (250 h) und bei erhöhter Temperatur ( $90^\circ\text{C}$ ) ausgelagert wurde, bewirkte die Querdruckbelastung eine Kriechdehnung in x-Richtung. Die Schicht darunter (Querdehnungsrichtung und Faserverstärkungsrichtung in x-Richtung) konnte die Querdruckbelastung wirksam in Faserspannung umwandeln und ist nicht gekrochen. An der Schnittkante des Laminatquerschnitts hat sich folglich ein stufenförmiger Verlauf aufgrund der unterschiedlichen Faserorientierungen ergeben.

2.) Harzinseln können an der offenen Schnittkante ungehindert kriechen.

Harzinseln können ungehindert kriechen. In dem unteren Bild in Bild 36 ist die Erhebung in y-Richtung (aus der Bildebene heraus) deutlich zu erkennen. Im realen Fall einer Schraubenverbindung könnte sich ein derartiger Effekt an der Bohrungswandung einstellen, da der Werkstoff dort ungehindert kriechen kann. Er wird von umgebenden Werkstoffbereichen nicht daran gehindert.

Aus den Erkenntnissen des Versuches lässt sich für die Verschraubung von CFK ableiten, dass die Behinderung von Kriechverformung durch umgebende Werkstoffbereiche genutzt werden sollte. Konkret bedeutet das, dass der Druckkegel einer Schraubenverbindung möglichst keine freien Schnittkanten am CFK erreichen sollte, da die an der freien Kante tangential verlaufende Faserschicht sonst ungehindert kriechen kann. Bild 37 zeigt einen exemplarischen und überschlägigen Druckkegel, welcher über die freie Bauteilkante hinausragt. Der Winkel des Druckkegels ist in diesem Beispiel beispielhaft gewählt, um die Thematik aufzuzeigen. Der reale, sich ergebende Druckkegel ist von vielen Einflussfaktoren bestimmt und lässt sich nach VDI 2230 [VDI2230] berechnen.

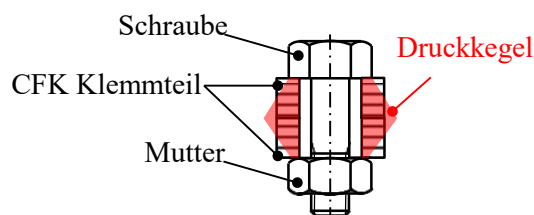


Bild 37: Druckkegel und freie Schnittkante

Die Bohrungswand des Laminates ist bei Schraubenverbindungen mit CFK und Durchgangsloch zwangsläufig im Bereich des Druckkegels. Um die Kriechverformung in Ebenenrichtung zu unterbinden, könnte das Laminat durch eine in die Bohrung eingepresste Buchse gestützt werden. Lässt es sich aus Bauraumgründen nicht vermeiden, dass die freie Bauteilkante beansprucht wird, so empfiehlt *Schürmann* [Sch07a] die Abstützung mit seitlichen Borden. Ein Keilbruch wird somit insbesondere bei dickwandigen UD-Schichten vermieden. Dickwandige UD-Lamine lassen sich auch durch zwischengelegte Schichten mit anderer Faserrichtung verbessern. Der Effekt ist ähnlich. Ein feinschichtiger Laminataufbau ist grundsätzlich ratsam. Die Keilbrüche stoppen dann an den einzelnen Schichten. [Sch07a]

## 6.2 Temperaturabhängiges Querdruckverhalten

Aus der Literaturstudie zum Querdruckverhalten von FKV ist bekannt, dass der Laminataufbau einen großen Einfluss auf die Querdruckbruchspannung hat. Im Rahmen der Arbeit soll geklärt werden, welche Querdruckbruchspannung bei dem verwendeten,

für den Automobilbau relevanten, Versuchsmaterial zu erwarten ist. Weiterhin ist von großer praktischer Bedeutung, inwieweit die Querdruckbruchspannung und die Querdrucksteifigkeit von der Temperatur beeinflusst werden. Kunststoffe erweichen mit steigender Temperatur wesentlich stärker als metallische Werkstoffe. Bei nach der Netztheorie ausgelegten FKV ist jedoch ein Einsatz auch über der Erweichungstemperatur der Matrix möglich [Sch86]. Einer Auslegung nach der Netztheorie liegt das Prinzip zugrunde, dass alle Beanspruchungen rein von der Faserverstärkung aufgenommen werden können und die Matrix theoretisch nicht beansprucht wird. Da in der Praxis auch die Matrix Lasten trägt, ist diese Auslegung als konservativ anzusehen.

Querdruckbelastete FKV können grundsätzlich nicht netztheoretisch ausgelegt werden. Eine Temperaturerhöhung müsste somit zu einer starken Degradation der Querdruckbruchspannung und Querdrucksteifigkeit, sowie zur signifikanten Erweichung über der Glasübergangstemperatur führen. Da Schraubenverbindungen im Automobilbau veränderlichen Temperaturen ausgesetzt sind, ist eine Betrachtung dieses temperaturabhängigen Querdruckverhaltens nötig.

Zur Auswertung derartiger Querdruckversuche muss angemerkt werden, dass sich Kunststoffe sowie faserverstärkte Kunststoffe unter Querdruck nichtlinear-elastisch verhalten. Für die Auswertung des Querdruckmoduls  $E_d$  bedeutet das, dass sich je nach betrachtetem Auswertebereich der Dehnung deutliche Unterschiede im ermittelten Betrag ergeben können. In diesem Fall ist das bis zu Faktor 2 im Fall von „Reinharz“.

In der vorliegenden Arbeit wurde der Querdruckmodul nach der Methode des Tangentenmoduls im „quasi“ Ursprung des Spannungs-Dehnungs-Diagramms ermittelt. Da es sich um eine Druckprüfung handelt, konnte nicht der reale Ursprung verwendet werden, sondern aufgrund von anfängliche Nichtlinearitäten (Setzvorgängen und Oberflächenanpassungen) wurden dieser Bereich nicht mit ausgewertet. Durch die Methode des Tangentenmoduls ergeben sich relativ hohe Beträge des Querdruckmoduls  $E_d$ , da der Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung insbesondere im Fall „Reinharz“ stark degressiv ist.

Für die Interpretation der Ergebnisse bedeutet der zuvor beschriebene Sachverhalt, dass eine absolute Wertung der Beträge des Querdruckmoduls  $E_d$  nicht sinnvoll erscheint, da der Einfluss der zugrundeliegenden Auswertemethode zu groß ist (~ Faktor 2 bei dieser Prüfung und „Reinharz“). Zulässig und sinnvoll ist jedoch der relative Vergleich der Ergebnisse.

Die Ergebnisse von quasistatischen Querdrucktests an Prüfkörpern mit einer Universalprüfmaschine (UPM) und den Prüfkörperabmessungen 5 mm x 5 mm x 4,2 mm sind in Bild 38 zusammengefasst.

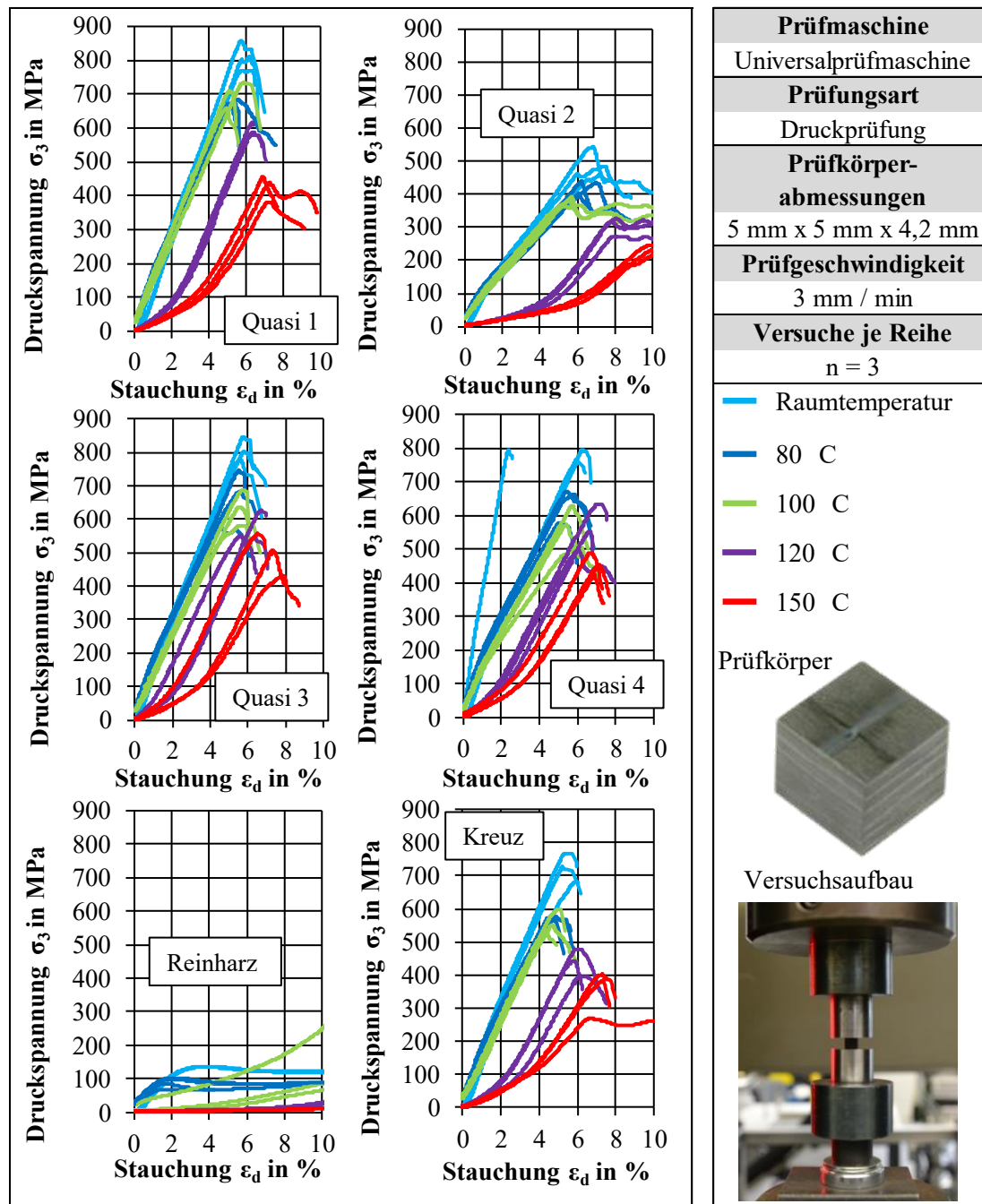


Bild 38: Temperaturabhängiges Querdruckverhalten ermittelt an Werkstoffproben

Variiert wurden die Laminatkonfiguration (Faservolumengehalt und Faserorientierung) und die Prüftemperatur. Die Diagramme in Bild 38 zeigen die Druckspannung in Abhängigkeit der Stauchung für die unterschiedlichen Laminatkonfigurationen bei unterschiedlichen Prüftemperaturen. Je Parameterkombination wurden drei Druckversuche durchgeführt. Folgend werden die Erkenntnisse zusammengefasst:

- Der Faservolumengehalt hat einen Einfluss auf die Querdruckbruchspannung.

Proben „Quasi 1“, „Quasi 3“ und „Kreuz“ mit einem FVG von  $\varphi \sim 53 - 55 \%$  erzielen bei Raumtemperatur ( $\sim 23 \text{ }^\circ\text{C}$ ) eine Querdruckbruchspannung  $\sigma_{3 \text{ Bruch}} \sim 800 \text{ MPa}$ . Proben „Quasi 2“ mit einem FVG  $\varphi \sim 30 \%$  eine Querdruckbruchspannung  $\sigma_{3 \text{ Bruch}} \sim 500 \text{ MPa}$ . Ein um ca. 40 % geringerer Faservolumengehalt verringert die Querdruckbruchspannung um ebenfalls ca. 40 %. Die Prüftemperatur  $T$  beeinflusst die Querdruckbruchspannung  $\sigma_{3 \text{ Bruch}}$  deutlich, aber bei Faser-Kunststoff-Verbunden geringer als bei unverstärktem Epoxidharz. Weiterhin ist erkennbar, dass die Querdruckbruchspannung von „Quasi 1“ im Vergleich zu „Reinharz“ um fast eine Größenordnung zugenommen hat.

- Die unterschiedliche Schichtreihenfolge hat keinen Einfluss auf die Querdruckbruchspannung.

Im Fall des Laminates „Quasi 1“ wurden 0/90 Schichten abwechselnd zu  $\pm 45$  Schichten verlegt. „Quasi 3“ Laminare haben einen heterogenen Aufbau, indem je Seite der Symmetrieebene zuerst die 0/90 Schichten und dann die  $\pm 45$  Schichten verlegt wurden (Bilder der Schichtreihenfolge siehe Tabelle 2).

- Die Querdruckbruchspannung von Kreuzlaminaten ist geringer als die von quasiisotropen Laminaten.

Die Querdruckbruchspannung des Kreuzverbundes „Kreuz“ ist um etwa 10 % geringer als die der quasiisotropen Laminare „Quasi 1“ und „Quasi 3“. Ursächlich könnte das orthotrope Werkstoffverhalten sein, wodurch die Querdehnungsbehinderung geringer ist als bei quasiisotropem Aufbau.

- Die z-Verstärkung „Tufting“ (Quasi 4) bewirkte eine leichte Verringerung der Querdruckbruchspannung.

Proben „Quasi 4“ mit quasiisotropem Laminataufbau und Tufting weisen eine um ca. 10 % geringere Querdruckbruchspannung im Vergleich zu Proben ohne z-Verstärkung („Quasi 1“) auf. Die Verringerung der Querdruckbruchspannung kann damit erklärt werden, dass durch das Tufting harzreiche Zonen um den Faden entstehen (siehe Bild 54), in welchen schon bei geringen Belastungen Risse auftreten und letztlich zu einer geringeren Querdruckbruchspannung führen.

Bild 39 zeigt die Querdruckbruchspannung abhängig der Laminatkonfiguration und der Prüftemperatur.

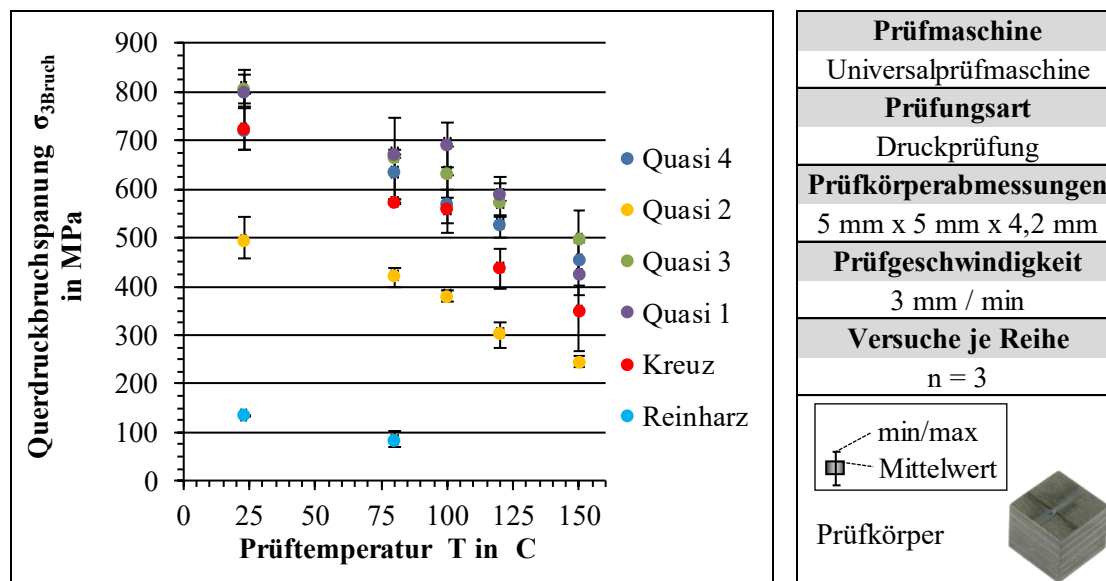


Bild 39: Querdruckbruchspannung in Abhängigkeit von der Laminatkonfiguration und der Prüftemperatur

Die Fehlerbalken zeigen min./max. Werte an. Für Reinharzproben war eine Auswertung der Querdruckbruchspannung nur bis zu einer Temperatur von 80 °C sinnvoll, da oberhalb bereits eine deutliche Erweichung auftrat und die Prüfkörper nicht durch Bruch versagt haben. Unter Berücksichtigung der Streuung der Versuchsergebnisse lässt sich bei allen geprüften Laminatkonfigurationen eine nahezu lineare Querdruckbruchspannungserniedrigung mit steigender Prüftemperatur erkennen (Ausnahme: Reinharz). Erstaunlich ist, dass das selbst bei einer Belastung über dem Glasübergangsbereich (~ 125 °C) gilt. Eine Temperaturerhöhung um 10 K resultiert im Messbereich zwischen 23 °C und 150 °C in einer Querdruckbruchspannungsreduktion von ~ 22 MPa. Proben aus unverstärktem Epoxidharz weisen im Vergleich zu FKV eine unterschiedliche Kraft-Verformungs-Charakteristik auf. Der Bruch tritt erst bei sehr hohen Stauchungen auf und vorher existiert ein ausgeprägter Druckfließbereich. Die Temperaturabhängigkeit der Kraft-Verformungs-Charakteristik ist wesentlich ausgeprägter als bei Kunststoffen mit Faserverstärkung. Ab einer Prüftemperatur von 100 °C dominierte das viskose Materialverhalten und die Proben konnten keine wesentliche Last mehr aufnehmen.

Aus den Versuchen lässt sich ableiten, dass die Querdruckbruchspannung der gewählten Versuchswerkstoffe im Gebrauchstemperaturbereiche (bis zu dem  $T_g$ ) ausreichend hoch ist, um die Belastung, hervorgerufen durch Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8, ohne Bruchversagen zu ertragen. Das gilt unter der Voraussetzung einer ausreichend großen Schraubenauffläche zu und der Vermeidung von lokaler Kantenpressungen. Die Versuche wurden an relativ kleinen Prüfkörpern und vollflächiger Lasteinleitung in die Stirnflächen der Prüfkörper durchgeführt. Im Anwendungsfall dehnt sich das Bauteil

meist um die Schraubenverbindung herum aus, weshalb eine Lastweiterleitung über die langen Fasern in geringer beanspruchte Bereiche möglich ist. Die gezeigten Ergebnisse sind nicht zuletzt auch wegen der versagensinitiierenden Randeffekte an den Schnittkanten als konservativ anzusehen.

Bild 40 zeigt die Auswertung des Querdruckmoduls in Abhängigkeit der Laminatkonfiguration und der Prüftemperatur, deren Ergebnisse folgend zusammengefasst werden.

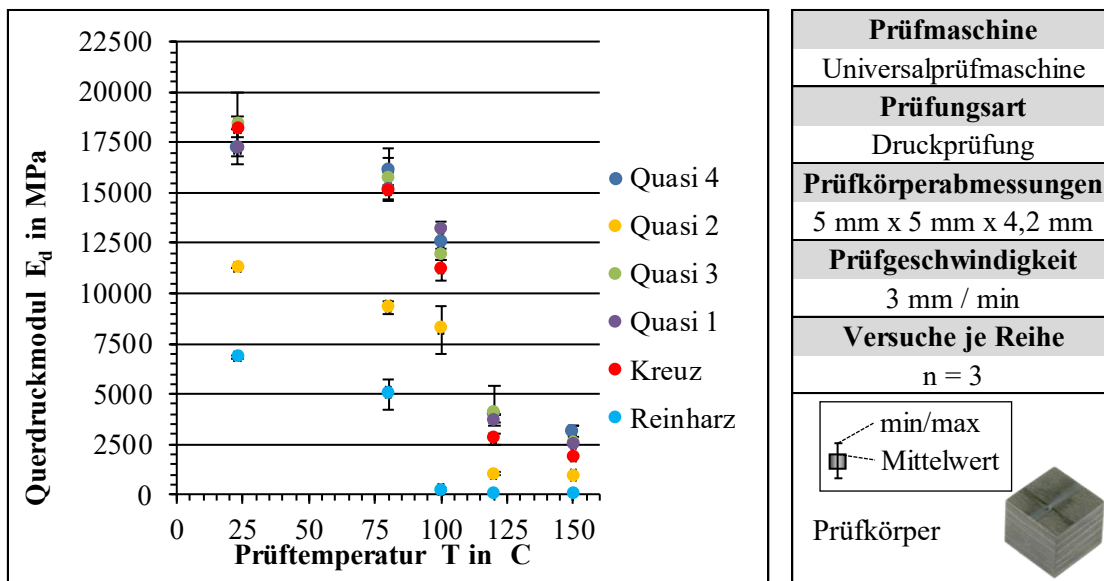


Bild 40: Querdruckmodul in Abhängigkeit von der Laminatkonfiguration und der Prüftemperatur ermittelt mit Methode „Tangentenmodul“

Der Faservolumengehalt hat einen Einfluss auf den Querdruckmodul und dieser degradiert mit steigender Temperatur bereits vor dem Glasübergangstemperaturbereich. Bei Prüftemperaturen bis 80 °C ist deutlich erkennbar, dass der Querdruckmodul von dem Faservolumengehalte abhängt. Bei Raumtemperatur beträgt der Querdruckmodul von „Quasi 2“ 65 % von „Quasi 1“ und bei 80 °C 62 %. Der Querdruckmodul von Reinharz beträgt bei Raumtemperatur 40 % des Wertes von „Quasi 1“ und bei 80 °C 33 %. Tabelle 4 fasst die Werte für Raumtemperatur und 80 °C zusammen.



Tabelle 4: Querdruckmodul der Laminare bei Raumtemperatur und 80 °C (Wert in Klammern) ermittelt mit Methode „Tangentenmodul“

	Quasi 1	Quasi 2	Quasi 3	Quasi 4	Kreuz	Reinharz
Faservolumengehalte $\varphi$ in %	53	35	53	53	55	-
Mittlerer Querdruckmodul $E_d$ in MPa bei RT (bei 80 °C)	17267 (15200)	11300 (9367)	18433 (15767)	17200 (16067)	18233 (15133)	6877 (5079)

Ab 100 °C ist bei allen Prüfkörpern eine Erweichung sichtbar, welche besonders stark bereits bei Reinharz auftritt. Bei den Laminaten ist die starke Erweichung erst bei 120 °C erkennbar und der, bei niedrigeren Temperaturen gemessene Unterschied bei variiertem Faservolumengehalt ist nicht mehr so ausgeprägt.

Der Querdruckmodul ist eine wichtige Eingangsgröße für die analytische Schraubenberechnung, da daraus die Klemmteilnachgiebigkeit bestimmt wird. Bei Raumtemperatur beträgt er bei dem Laminat „Quasi 1“ etwa 10 % des Kompressionsmoduls von Stahl. Bei einer reinen Substitution des Klemmteilwerkstoffes bedeutet das eine deutlich höhere Schraubenzusatzkraft. Die Beanspruchung der Schraube steigt, weshalb eine konstruktive Anpassung in Bezug auf die Schraubennachgiebigkeit nötig ist, um das zu kompensieren.

## 7 Vorspannkraftrelaxationsverhalten von CFK-Prüfkörperverschraubungen

In diesem Kapitel werden Einflüsse auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von CFK-Schraubenverbindungen untersucht. Die Versuchsmethodik wurde in Kapitel 4.2 beschrieben.

### 7.1 Verifizierung des „Shivakumar Modells“ zur Beschreibung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens

Bereits in Kapitel 2.3.1 wurde erwähnt, dass *Shivakumar* [Shi82b] ein Modell integraler Form entwickelt hat, um das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen mit CFK zu beschreiben. Es gilt die Frage zu klären, ob dieses auch gut geeignet ist, um das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen mit CFK und aktuellen, schnellhärtenden Epoxidharzmatrixsystemen zu beschreiben. Bild 41 zeigt einen Vergleich zwischen einem experimentell gemessenen zeitlichen Vorspannungsverlauf und einem daraus abgeleiteten rechnerisch ermittelten Verlauf nach der Vorgehensweise von *Shivakumar* [Shi82b].

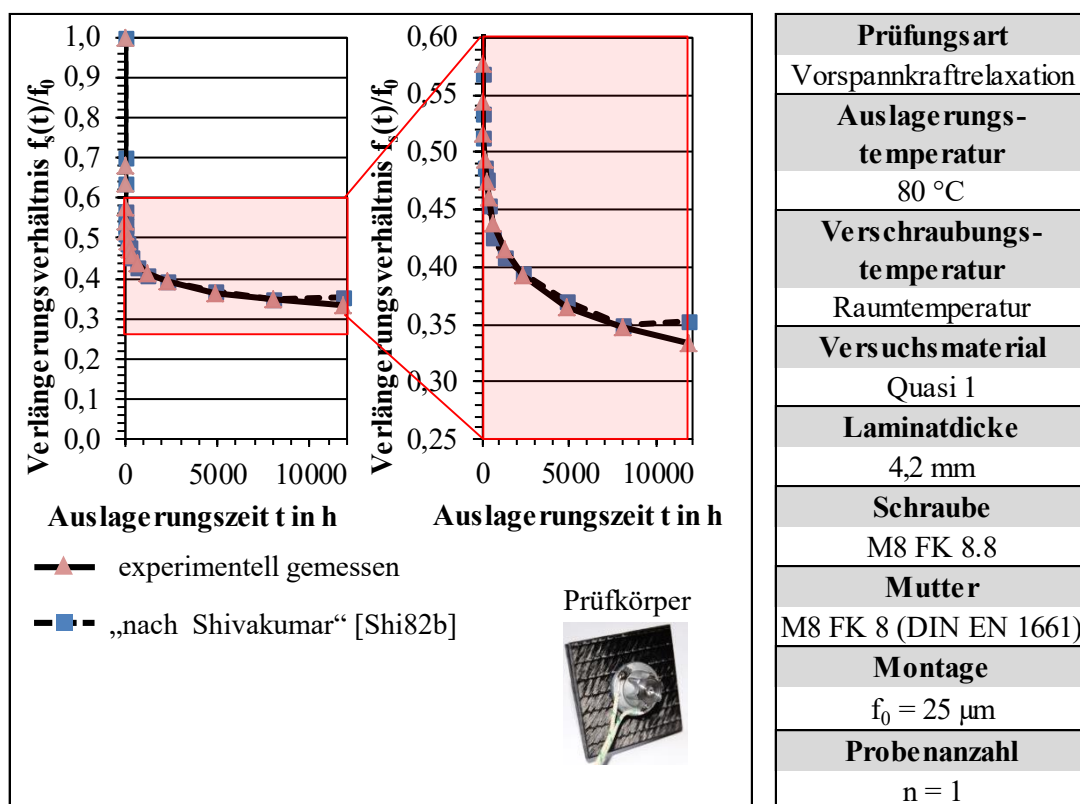


Bild 41: Vergleich experimentell ermittelter Vorspannkraftrelaxation mit Modell nach *Shivakumar* [Shi82b]

Dargestellt ist ein zeitlicher Verlauf des Verlängerungsverhältnisses (Verhältnis der Schraubenverlängerung zum Zeitpunkt  $t$ ,  $f_s(t)$  und der Schraubenverlängerung bei der Montage bei dem Zeitpunkt  $t = 0$ ,  $f_0$ ), was aufgrund des direkten Zusammenhangs zwischen Schraubenverlängerung und Schraubenvorspannkraft den Verspannungszustand der Verbindung beschreibt. Der Wert 1,0 entspricht 100 % Vorspannung und wurde als Montagevorspannung definiert. Es wurde eine CFK-Platte „Quasi 1“ mit einer Laminatdicke von 4,2 mm und einer Montageverlängerung  $f_s = 25 \mu\text{m}$  für eine Dauer von 12000 h bei 80 °C ausgelagert. Mit den experimentellen Ergebnissen der Vorspannkraftrelaxation wurde eine lineare Regressionsrechnung mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate durchgeführt, um die nötigen Parameter des „Shivakumar-Modells“ bestimmen zu können. Die Vorgehensweise wird folgend kurz beschrieben:

Nach [Shi82b] gilt:

$$F_s(t) = \frac{F_0}{1 + a \cdot t^m} \quad 22$$

$F_s(t)$	Schraubenvorspannkraft zum Zeitpunkt $t$
$F_0$	Schraubenvorspannkraft zum Zeitpunkt $t = 0$ (Montagevorspannkraft)
$a$	viskoelastische Vorspannkonstante
$m$	viskoelastischer Exponent

Eine Umstellung ergibt:

$$\frac{F_s(t)}{F_0} = \frac{1}{1 + a \cdot t^m} \quad 23$$

$$a \cdot t^m = \frac{F_0 - F_s(t)}{F_s(t)} \quad 24$$

Nach Anwendung des natürlichen Logarithmus folgt:

$$\ln(a) + m \cdot \ln(t) = \ln\left(\frac{F_0 - F_s(t)}{F_s(t)}\right) \quad 25$$

Mit  $z = \ln\left(\frac{F_0 - F_s(t)}{F_s(t)}\right)$ ;  $b = \ln(a)$  und  $x = \ln(t)$  lässt sich folgende Geradengleichung aufstellen:

$$z = b + m \cdot x \quad 26$$

Die Unbekannten  $m$  und  $b$  können mit der Ausgleichsrechnung (Methode der kleinsten Fehlerquadrate) aus den experimentellen Versuchsergebnissen ermittelt werden. Dazu wird ein Diagramm mit  $x = \ln(t)$  auf der Abszisse und  $z = \ln\left(\frac{F_0 - F_s(t)}{F_s(t)}\right)$  auf der Ordinate erstellt.

In Summe ist in Bild 41 erkennbar, dass sich „Shivakumar-Verlauf“ und experimentell ermittelter Verlauf gut decken. In diesem Beispiel sind die experimentelle Versuchsdauer und die Berechnungsbasis nach Shivakumar gleich groß (12000 h), was die Genauigkeit der Approximation maximiert. Im praktischen Anwendungsfall ist häufig keine Zeit für langwierige experimentelle Untersuchungen, weshalb man bestrebt ist, das zeitliche Verspannungsverhalten mit möglichst geringem Zeitaufwand abschätzen zu können. Folgend wird deshalb untersucht, welchen Einfluss die für die Approximation verwendete Versuchsdauer auf die Güte der Approximation hat. Die sich ergebenden Approximationen für die unterschiedlichen Versuchsdauern wurden dazu mit dem Ergebnis der Langzeitauslagerung bis 12000 h verglichen.

Bild 42 zeigt den Vergleich der experimentell ermittelten Vorspannkraftrelaxation mit den „Shivakumar-Verläufen“ basierend auf unterschiedlich langen Berechnungszeiträumen der Approximation.

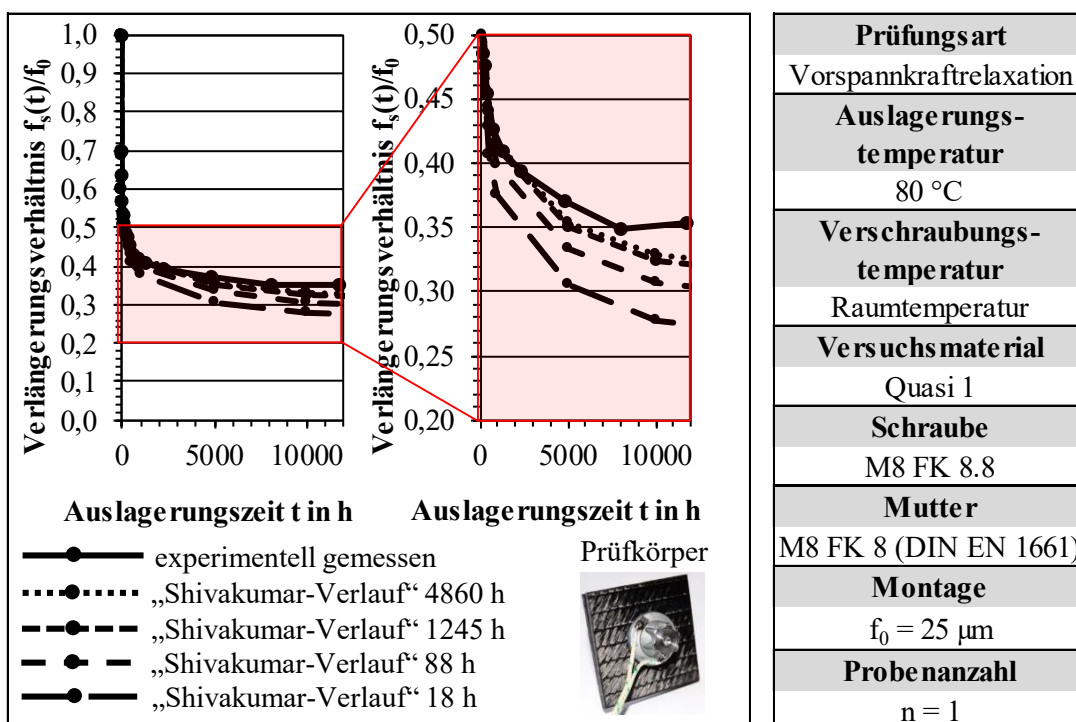


Bild 42: Vergleich experimentell ermittelter Vorspannkraftrelaxation und *Shivakumar* für unterschiedliche Bewertungszeiten der Vorausberechnung

Je kleiner die für die *Shivakumar-Approximation* verwendete Datenbasis, desto unpräziser ist die Vorhersage des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens. Grundsätzlich

lässt sich jedoch zusammenfassen, dass die Vorspannkraftrelaxation mit dem Ansatz von *Shivakumar* bei geringerer Datenbasis für die Approximation eher überschätzt wird. Die Auslegung einer derartigen Verbindung mit diesem Ansatz ist somit konservativ. Liegen experimentelle Messungen bis zu einer Auslagerungsdauer von 18 h vor, so wird die Vorspannkraftrelaxation nach einer Auslagerungszeit  $t = 12000$  h um etwa 8 % bezogen auf die Montageverspannung überschätzt. Bereits mit einem relativ kurzzeitigem Vorspannkraftrelaxationstest lässt sich das Vorspannkraftrelaxationsverhalten für längere Zeiten somit verhältnismäßig gut voraussagen, was eine wichtige Erkenntnis für die praktische Auslegung von relaxationsbehafteten Schraubenverbindungen darstellt.

Die gezeigte Vorgehensweise ist dann anwendbar, wenn konstant Umgebungstemperatur herrscht. In der praktischen Anwendung ist das jedoch meistens nicht der Fall und die Verbindung unterliegt transienten Umgebungsbedingungen. Im folgenden Kapitel wird der Einfluss einer wechselnden Umgebungstemperatur experimentell untersucht.

## **7.2 Einfluss des Klemmteilwerkstoffes bei wechselnder und konstanter Auslagerungstemperatur**

Um den Vorspannkraftverlauf während einer Aufheizung der Verbindung zu untersuchen und mit gängigen metallischen Werkstoffen zu vergleichen, wurden Vorspannkraftrelaxationstests mit einem Kraftmessring (Messprinzip: Dehnungsmessstreifen) des Herstellers Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH HBM durchgeführt. Bild 43 zeigt die Ergebnisse einer Vergleichsmessung zwischen einem Prüfkörper aus CFK („Quasi 1“), Stahl (S235) und einer Aluminiumgusslegierung (TL117).

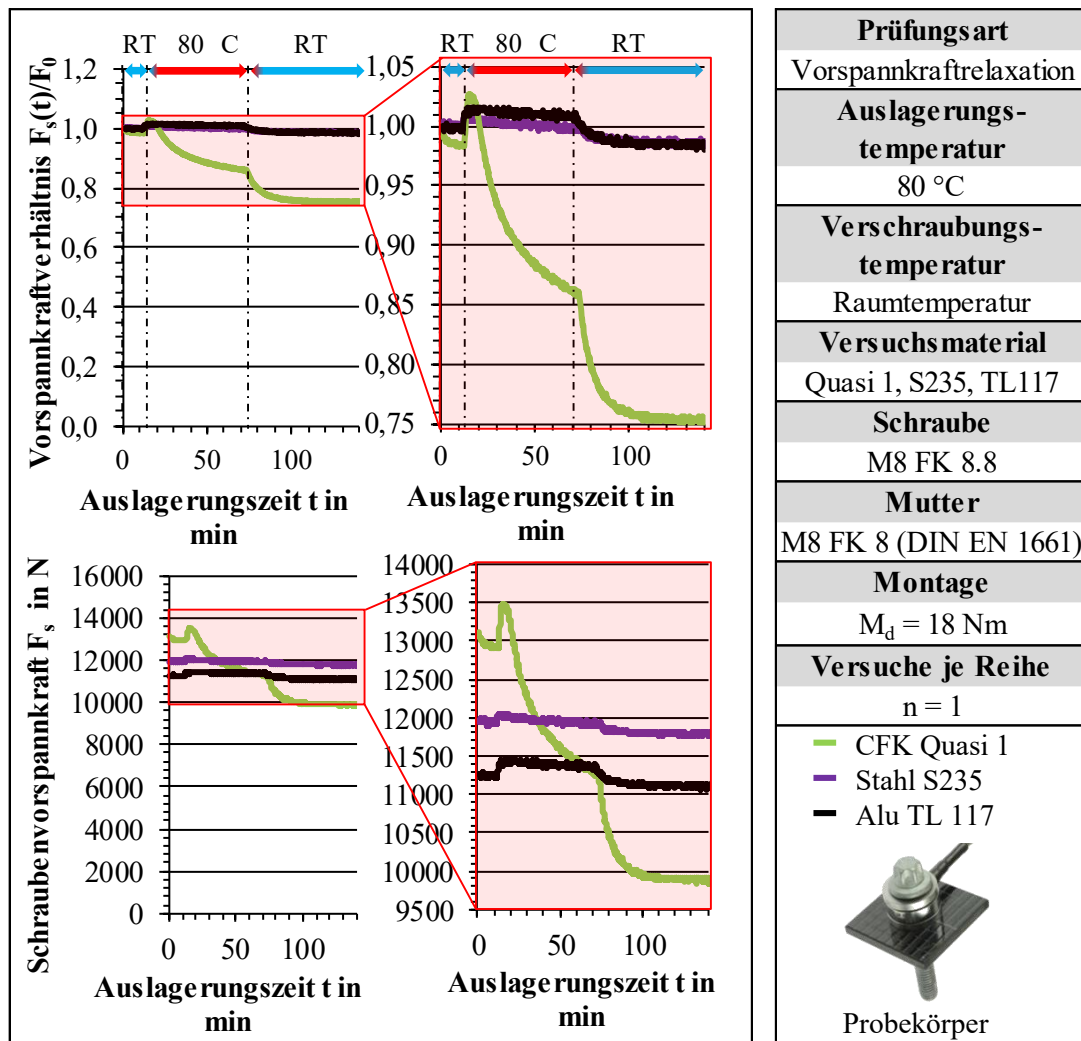


Bild 43: Zeitliche Vorspannkraftverhalten bei veränderlicher Umgebungstemperatur und unterschiedlicher Klemmteilwerkstoffe

Die beiden rechten Diagramme unterscheiden sich von den linken in der Skalierung der Ordinate (Nullpunktunterdrückung), um Unterschiede im Vorspannkraftverhalten deutlicher zu zeigen. In den beiden unteren Diagrammen wurde auf die relative Darstellung der Schraubenvorspannkraft verzichtet. Die dem Montageverfahren geschuldeten Unterschiede der Montagevorspannkraft kommen so zum Vorschein. Die Prüfkörper wurden mit einem Montagedrehmoment  $M_d = 18 \text{ Nm}$  in einer Schraubstation der Firma Schatz mit einer Montagedrehzahl  $n = 5 \text{ min}^{-1}$  verspannt. Dabei hatten alle Teile stationäre Raumtemperatur (RT). Nach einer initialen Setzphase von 15 min bei Raumtemperatur wurde die gesamte Verbindung in einem auf 80 °C vorgeheizten Laborofen ausgelagert und dort für 60 min belassen. Abschließend wurden die Proben entnommen und 60 min an der Umgebungsluft abgekühlt. Folgende Erkenntnisse lassen sich aus den Versuchen ableiten:

- Höherer Vorspannkraftverlust der CFK-Probe während der ersten 15 Minuten bei Raumtemperatur.

Trotz gleicher Oberflächentopografie der Prüfkörper (die Kontaktfläche aller Prüfkörper war poliert, um einheitliche Versuchsbedingungen zu schaffen) ist der Vorspannkraftverlust in den ersten 15 min und Raumtemperatur bei Schraubenverbindungen mit CFK-Klemmteil größer als bei metallischen Klemmteilen. Der Matrixkunststoff ist selbst bei diesen geringen Temperaturen viskoelastisch und führt deshalb zur ausgeprägten Vorspannkraftrelaxation.

- Thermisch induzierte Vorspannkraftänderung bei CFK-Klemmteilen wesentlich größer als bei metallischen Klemmteilen.

Die Temperaturerhöhung der Verbindung auf 80 °C bewirkt bei diesem exemplarischen Schraubfall einen thermisch induzierten Vorspannkraftanstieg um Faktor 4 bzw. 2 zu Stahl-Klemmteil bzw. Aluminium-Klemmteil. Ursache ist der hohe thermische Ausdehnungskoeffizient des CFK in Dickenrichtung.

- Bei konstanter Umgebungstemperatur von 80 °C ist der Vorspannkraftverlust wesentlich größer als bei metallischen Verschraubungen.

Schraubenverbindungen mit Stahl S235 oder Aluminium TL 117 zeigen bei den gewählten Randbedingungen nahezu keine Vorspannkraftrelaxation (~ 0,5 % Vorspannkraftverlust). Bei der Probe mit CFK-Klemmteil relaxierte innerhalb der 60 min ca. 18 % ihrer anfänglichen Montagevorspannkraft. Ursache dafür ist die Lastplastifizierung aufgrund von thermischen Ausdehnungsunterschieden so die geringe Warmfestigkeit des Werkstoffes. Kriechen wird bei den relativ geringen Auslagerungszeiten noch nicht erfasst.

- Während der Abkühlung auf Raumtemperatur wirkt die thermische induzierte Vorspannkraftänderung umgekehrt zur Aufwärmung, aber betragsmäßig wesentlich stärker.

Die thermisch induzierte Vorspannkraftänderung wirkt gleichermaßen bei der Abkühlung der Verbindung. Das Verhältnis aus Vorspannkraftanstieg bei dem Aufheizen und Vorspannkraftabfall bei der Abkühlung ist im Fall der CFK-Verschraubung jedoch wesentlich größer als bei den untersuchten metallischen Verschraubungen (~ Faktor 2,5 bei CFK-Klemmteil, ~ Faktor 1,6 bei Stahl-Klemmteil und ~ Faktor 1,6 bei Alu-Klemmteil). Die Ursache dieser Diskrepanz sind plastische Verformungen, die direkt beim Aufheizen stattfinden, so dass sich die theoretische Vorspannkrafterhöhung gar nicht erst einstellen kann. Einen weiteren Beitrag zu dem beobachteten Verhalten könnte die in Kapitel 2.3.1 genannte irreversible Verringerung des E-Moduls von Kunststoffen bei Temperaturerhöhung haben, welche auch nach der Abkühlung bestehen bleibt. Dies konnte jedoch nicht nachgewiesen werden. Unterschiede der Vorspannkraftänderung bei

Erwärmung und Abkühlung wurde auch bei Schraubenverbindungen mit Magnesiumklemmteil beobachtet [Pet97]. Auch dort wurde der Effekt auf Plastifizierungen des Magnesiums während der Erwärmungsphase zurückgeführt.

In Summe ist der Vorspannkraftverlust einer CFK-Verschraubung nach einem Temperaturzyklus wesentlich größer als derjenige, der vergleichsweise gemessenen metallischen Verbindungen. Das Vorspannkraftverhalten einer thermisch belasteten Schraubenverbindung mit CFK-Klemmteil weist im Vergleich zu metallischen Verschraubungen folgende Unterschiede auf:

- Geringfügig stärkerer Vorspannkraftverlust bei Raumtemperatur.

Kunststoffe verhalten sich bereits bei Raumtemperatur viskoelastisch, weshalb bereits merklich Vorspannkraftrelaxation eintreten kann.

- Größere Vorspannkraftänderung bei veränderlicher Umgebungstemperatur

Bei Temperaturerhöhung (bereits im Temperaturbereich bis 100 °C) wurde ein höherer Vorspannkraftanstieg als bei metallischen Verschraubungen gemessen. Die Ursache ist der höhere thermische Ausdehnungskoeffizient. In Kombination mit der temperaturabhängigen Eigenschaftsänderung des Kunststoffes tritt aufgrund von Lastplastifizierungen ein stärkerer Vorspannkraftverlust ein als bei metallischen Verschraubungen in diesem Temperaturbereich.

- Werkstoffkriechen

Werkstoffkriechen tritt bei Kunststoffen in jedem Temperaturbereich auf und nicht erst wie bei Metallen mit der Überschreitung einer Temperaturgrenze.

- Vorspannkraftrückgang bei Abkühlung

Der Vorspannkraftrückgang während einer Abkühlung aus einem höheren Temperaturniveau ist bei den untersuchten CFK-Verschraubungen wesentlich ausgeprägter als bei den metallischen Verschraubungen. Ursache ist der höhere thermische Ausdehnungskoeffizient des Laminates. Da beim Aufheizen Plastifizierungen auftreten ist der Vorspannkraftverlust bei Abkühlung deutlich geringer als der Vorspannkraftanstieg beim Aufheizen.

Auch die Vorspannkraftrelaxationsversuche mit taktilem Verlängerungsmessung zur Bestimmung der Vorspannung zeigen eine wesentlich größere Vorspannkraftrelaxation von CFK-Klemmteilen im Vergleich mit metallischen Klemmteilen. Bild 44 zeigt das am Beispiel eines Vorspannkraftrelaxationstests im Vergleich zwischen CFK-Klemmteil der Laminatkonfiguration „Quasi 1“ und Stahl S235 Klemmteil so Aluminium-Klemmteil TL117. Um Einflüsse eines unterschiedlichen Setzverhaltens zu minimieren, wurden die Kontaktflächen der Klemmteile poliert. Die Schrauben wurden händisch auf eine elastische Verlängerung von 25 µm montiert.



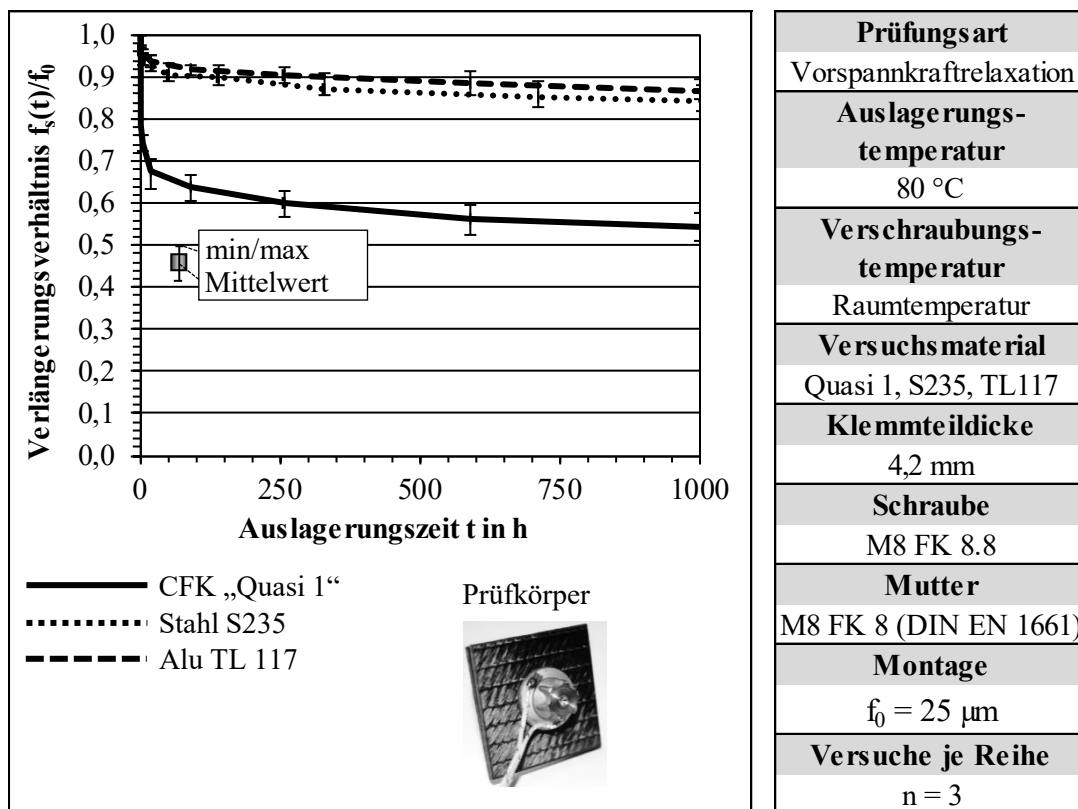


Bild 44; Vorspannkraftverhalten im Vergleich mit metallischen Werkstoffen

Die Vorspannkraftrelaxation ist bei den gewählten Versuchsrandbedingungen deutlich höher als bei metallischen Verschraubungen. Nach einer Auslagerungszeit von  $t = 1000 \text{ h}$  bei  $T = 80 \text{ °C}$  ist die elastische Verlängerung der Schraube  $f_s(1000 \text{ h})$  der metallischen Verschraubungen auf ca. 85 % der elastischen Montagelängung  $f_0$  gesunken. Hauptverantwortlich sind, trotz polierter Oberfläche, Anpassungsvorgänge zwischen Schraubenkopf, Mutter und Klemmteil. Schraubenverbindungen mit Aluminium sind bei der gewählten Auslagerungstemperatur von  $80 \text{ °C}$  hinsichtlich des Vorspannkraftverlustes als stabil zu bewerten. Charakteristisch für das Vorspannkraftrelaxationsverhalten der CFK-Verschraubung ist der starke Vorspannkraftabfall bereits in den ersten Stunden der Auslagerung. Ein derartiges Verhalten wurde schon von *Beelich* [Bee73] und *Tome* [Tom00] an Kunststoffverschraubungen erkannt. Ursächlich ist eine Kombination aus Setzen, erhöhter Kriechneigung bei der höheren Temperatur, Degradation der mechanischen Eigenschaften sowie die Lastplastifizierung aufgrund der thermisch induzierten Vorspannkrafterhöhung.

### 7.3 Einfluss der Montagevorspannung und der Auflagefläche

Bild 45 zeigt Untersuchungsergebnisse zum Einfluss des Betrags der während der Schraubenmontage erzeugten Verlängerung der Schraube auf die Vorspannkraftrelaxation. Abweichend zu den zuvor gezeigten Ergebnissen wurden die Proben für

10000 h bei einer Temperatur von 80 °C ausgelagert. Die Messung liefert somit eine Aussage für eine relativ lange Auslagerungsdauer.

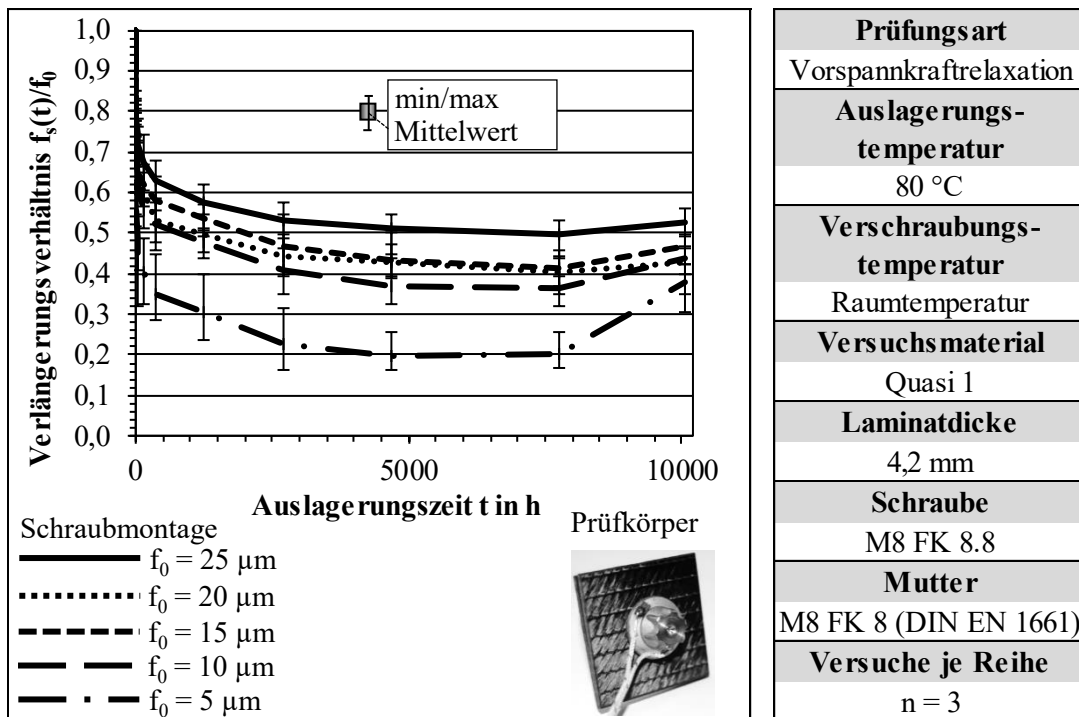


Bild 45: Einfluss der elastischen Montageverlängerung  $f_0$  (analog Montagevorspannung) auf die Vorspannkraftrelaxation

Folgende Erkenntnisse werden aus dem Versuch abgeleitet:

- Die Vorspannkraftrelaxation steigt mit sinkender elastischer Verlängerung der Schraube bei der Montage  $f_0$ .

Eine geringere Montageverlängerung ist gleichbedeutend mit einer geringeren Montagevorspannkraft. Eine geringere Montagevorspannkraft bewirkt eine geringere Beanspruchung des Laminates durch die Schraube. Für den Fall eines reinen Kriechversuches bewirkte eine geringere Beanspruchung eine geringere Kriechdehnung. Eine Schraubenverbindung ist jedoch ein verspanntes System. Der Betrag der plastischen Verformung des Laminates scheint, insbesondere in den ersten Stunden der Temperaturlagerung, relativ unabhängig von der Montagevorspannkraft der Schraube sein. Bei kleinerer Montagevorspannkraft und damit kleinerer elastischer Verlängerung der Schraube durch die Montage, bewirkt das einen auf die Montagevorspannkraft bezogen größeren prozentualen Vorspannkraftverlust.

- Es wurde ein Anstieg der Schraubenvorspannung gemessen.

Bild 45 lässt einen weiteren Effekt erkennen. Zwischen den Messpunkten bei  $t \sim 8000$  h und  $t \sim 10000$  h wurde eine Zunahme der Schraubenvorspannung

gemessen. Als Ursache wird ein unterschiedlicher Feuchtegehalt des Laminates bei beiden Messpunkten erachtet. Aufgrund der Tatsache, dass die Raumfeuchte nicht geregelt wurde und das Epoxidharz Feuchtigkeit aus der Umgebung aufnehmen kann, ist das plausibel. Ursächlich für den Vorspannkraftanstieg sind Quelldehnungen in Laminatdickenrichtung, welche die Verbindung zusätzlich vorspannen. Ein derartiges Verhalten wurde bereits von *Caccese et. al.* [Cac09] beobachtet. Bei geringerer Montagevorspannung ist der Vorspannkraftanstieg größer. Das ist insofern plausibel, da eine betragsmäßig gleiche Quelldehnung bei geringerer Montagevorspannkraft zu einer größeren prozentualen Vorspannkrafterhöhung führt.

Die Kontaktflächenpressung zwischen Schraube/Mutter und Laminat kann auch verändert werden, indem die Schraubenauflagefläche bei konstanter Montagevorspannkraft verändert wird. Bild 46 zeigt Vorspannkraftverläufe, bei welchen die Auflagefläche von Mutter und Schraubenkopf in fünf Schritten variiert wurde. Dazu wurden der Schraubenkopf sowie die Mutter in einer Drehmaschine abgedreht.

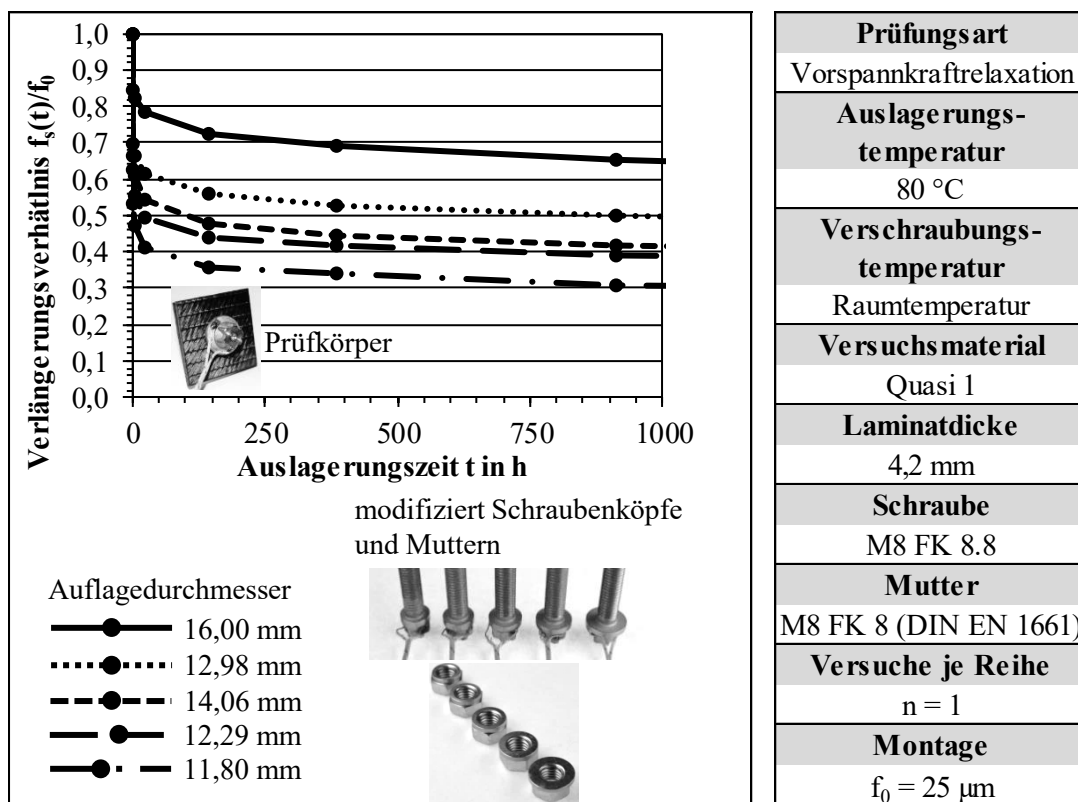


Bild 46: Einfluss des Schraube- und Mutterdurchmessers bei gleichbleibender Montageverlängerung

Folgende mittlere Kontaktflächenpressungen ergeben sich für die gewählten Auflagedurchmesser mit der in Kapitel 4.2.1 berechneten Montagevorspannkraft:

- Durchmesser 16,00 mm  $p = 109 \text{ MPa}$

- Durchmesser 14,06 mm  $p = 163$  MPa
- Durchmesser 12,98 mm  $p = 218$  MPa
- Durchmesser 12,29 mm  $p = 272$  MPa
- Durchmesser 11,80 mm  $p = 327$  MPa

Mit steigender Kontaktflächenpressung erhöht sich die Vorspannkraftrelaxation. Das bezieht sich insbesondere auf die ersten Stunden der Auslagerung, da der weitere Vorspannkraftverlauf bei allen Proben ähnlich ist. Eine Erhöhung der Vorspannkraftrelaxation mit sinkendem Auflagedurchmesser erscheint auch dadurch nachvollziehbar, weil der Bereich der freien Bohrungswandung im Verhältnis zum unter Pressung stehenden Werkstoffvolumen steigt. Siehe dazu auch Bild 36 und die in-plane Verformung der freien Kante. An der Bohrungswandung kann keine Dehnungsbehinderung durch umgebende Werkstoffzonen eintreten, weshalb die Verformung und der Verlust der Vorspannung größer sind.

Aus den Versuchen in diesem Kapitel kann abgeleitet werden, dass es in Bezug auf die Vorspannkraftrelaxation von CFK-Schraubenverbindungen nicht sinnvoll erscheint, wie von *Zhao* [Zha02] vorgeschlagen, aus Gründen des Bauteilschutzes mit einem geringeren Drehmoment zu verschrauben. Das gilt unter der Voraussetzung, dass das Laminat durch das Montagedrehmoment noch nicht geschädigt wird. Es ist eine möglichst hohe Schraubenausnutzung und damit eine möglichst hohe Schraubenverlängerung anzustreben. Sollen Vorspannkraften aufgrund zu hoher Kontaktflächenpressungen reduziert werden, so ist die Verringerung des Schraubennendurchmessers sinnvoller als dessen Beibehaltung unter Reduktion des Ausnutzungsgrades. Die Substitution durch Schrauben höherer Festigkeitsklasse ist ebenfalls möglich.

#### 7.4 Einfluss der Laminatdicke

Ein größeres Klemmlängenverhältnis  $\frac{l_k}{d}$  ist zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation grundsätzlich vorteilhaft, da die Schraubennachgiebigkeit und damit die elastische Schraubenverlängerung steigt. Eine Steigerung des Klemmlängenverhältnisses mit bspw. Hülsen unter dem Schraubenkopf verändert die Ausbildung des Druckkegels im Laminat nicht. Die beanspruchte Werkstoffzone in dem Laminat bleibt damit gleich. Anders verhält sich das bei einer Steigerung des Klemmlängenverhältnisses, wenn die verspannte Laminatdicke erhöht wird. Durch die Ausbildung des Druckkegels wird die beanspruchte Werkstoffzone vergrößert und die Klemnteilnachgiebigkeit ändert sich. Bild 47 verdeutlicht das bei einem angenommenen Druckkegelwinkel von  $45^\circ$ .

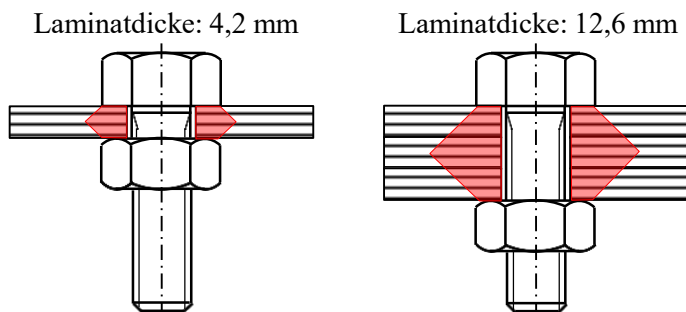


Bild 47: Unter Pressung stehendes Werkstoffvolumen abhängig der Laminatdicke

Bild 48 zeigt den Einfluss einer Erhöhung der Laminatdicke  $t_{lam}$  auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten. Da nicht die Möglichkeit bestand, Versuchsplatte mit höherer Laminatdicke zu fertigen, wurden einzelne Versuchsplatten mit einer Einzeldicke von 4,2 mm gestapelt.

Folgende Klemmlängenverhältnisse  $\frac{l_k}{d}$  ergeben sich für die untersuchten Konfigurationen:

$$1 \times 4,2 \text{ mm: } \frac{l_k}{d} = 0,525$$

$$2 \times 4,2 \text{ mm: } \frac{l_k}{d} = 1,050 \text{ (Faktor 2 von 1 x 4,2 mm)}$$

$$3 \times 4,2 \text{ mm: } \frac{l_k}{d} = 1,575 \text{ (Faktor 3 von 1 x 4,2 mm)}$$

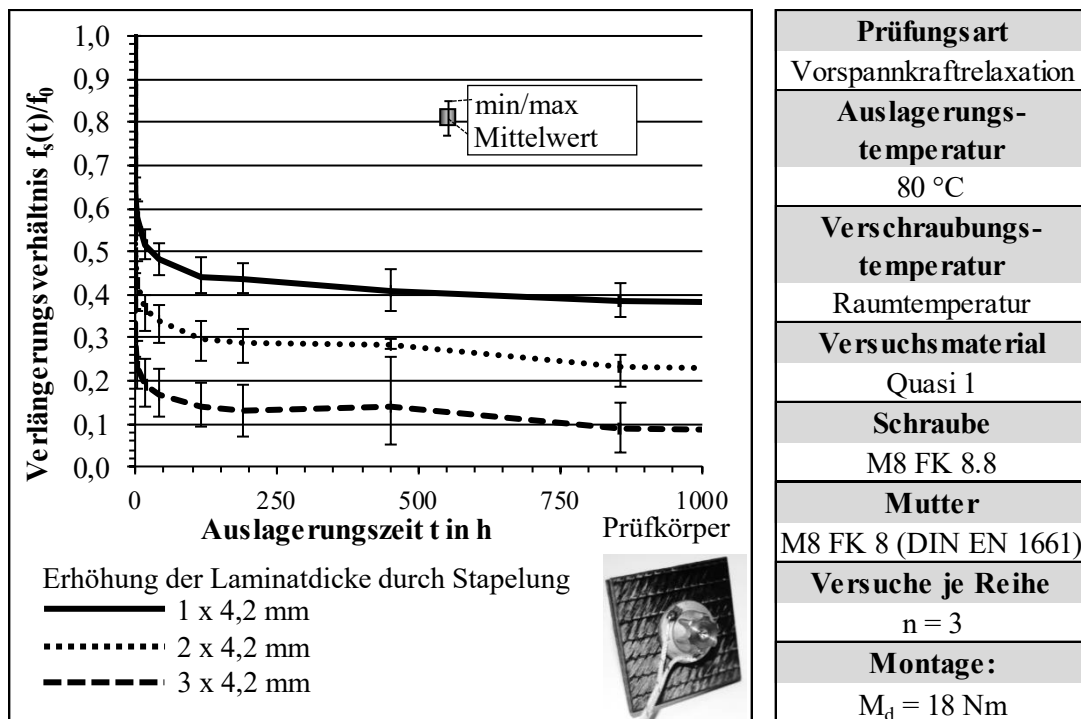


Bild 48: Einfluss der Laminatdicke durch Stapelung einzelner CFK-Proben

Mit steigender Laminatdicke erhöht sich die Vorspannkraftrelaxation und der reduzierende Effekt der Klemmlängenerhöhung wird durch die Änderung der Klemmteilmachgiebigkeit und die größere belastete Werkstoffzone überkompensiert. Lediglich 9 % der Montageverlängerung  $f_0$  sind im Fall einer (gestapelten) Laminatdicke von 12,6 mm nach einer Auslagerungszeit von 1000 h noch vorhanden. Bei einer Laminatdicke von 9,4 mm sind es 23 % und bei 4,2 mm 38 %. Beeinflusst wird jedoch im Wesentlichen das Verhalten in den ersten Stunden der Auslagerung. Der weitere Vorspannkraftverlauf ist nahezu unabhängig von der Laminatdicke. Bild 49 verdeutlicht das, indem die Vorspannkraftrelaxation in Bild 48 ab dem Messpunkt nach 18,5 h Auslagerung dargestellt wird. Wesentliche plastische Verformungen durch Setzen sind dann bereits abgeklungen.

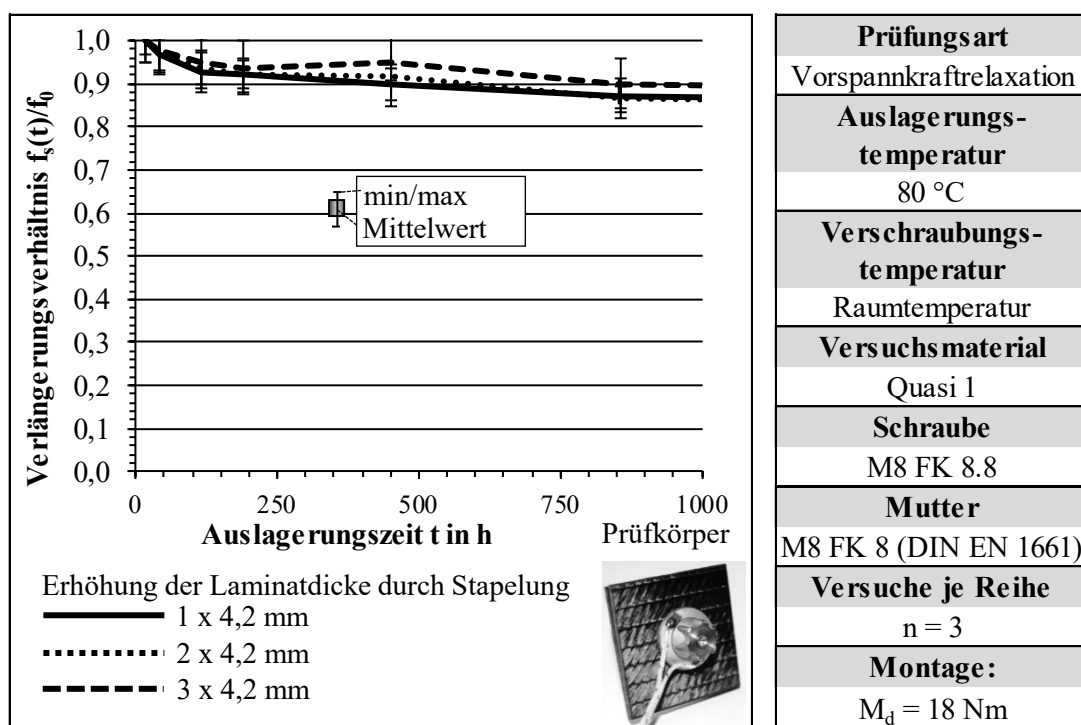


Bild 49: Einfluss der Laminatdicke durch Stapelung einzelner CFK-Proben (Vorspannung normiert auf einen Messpunkt bei 18,5 h Auslagerungsdauer)

Die abhängig der Laminatdicke deutlich unterschiedliche Vorspannkraftrelaxation in den ersten Stunden der Auslagerung, ist dann bereits abgeschlossen und die weitere Vorspannkraftrelaxation bis 1000 h Auslagerungszeit ist vergleichbar.

Es ist anzumerken, dass bei gestapelten Prüfkörpern erhöhte Setzkraftverlust durch die nötige Oberflächenangleichung auftreten. Durch die hohe Oberflächengüte der Prüfkörper sind diese jedoch als gering zu erwarten.

Die gezeigten Untersuchungsergebnisse zum Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen mit CFK wurden an Verbindungen im sogenannten „reinen

Vorspannkraftfall“ untersucht. Es stellt sich die Frage, ob sich die Vorspannkraftrelaxation mit einer überlagerten mechanischen Belastung verändert. Das wird in dem folgenden Kapitel untersucht.

## 7.5 Einfluss einer zyklischen axialen Belastung

Basis der Untersuchung sind Prüfkörper nach der Standardprüfkörperkonfiguration in Bild 17 a. Mit einer Universalprüfmaschine der Firma Schenk wurden diese in Schraubenlängsrichtung zugschwellend mit einem Spannungsverhältnis  $R = 0$  mit unterschiedlichen Kräften und bei unterschiedlichen Temperaturen zyklisch belastet. Eine Übersicht der Versuchsparameter ist in Tabelle 5 dargestellt.

Tabelle 5: Versuchsparameter

Zugkraft in kN	Prüftemperatur in °C	Schwingspielzahl
5	Raumtemperatur	10000
5	80	1000
10	Raumtemperatur	10000
10	80	1000
15	Raumtemperatur	10000
15	80	1000

Bild 50 zeigt den Prüfaufbau.

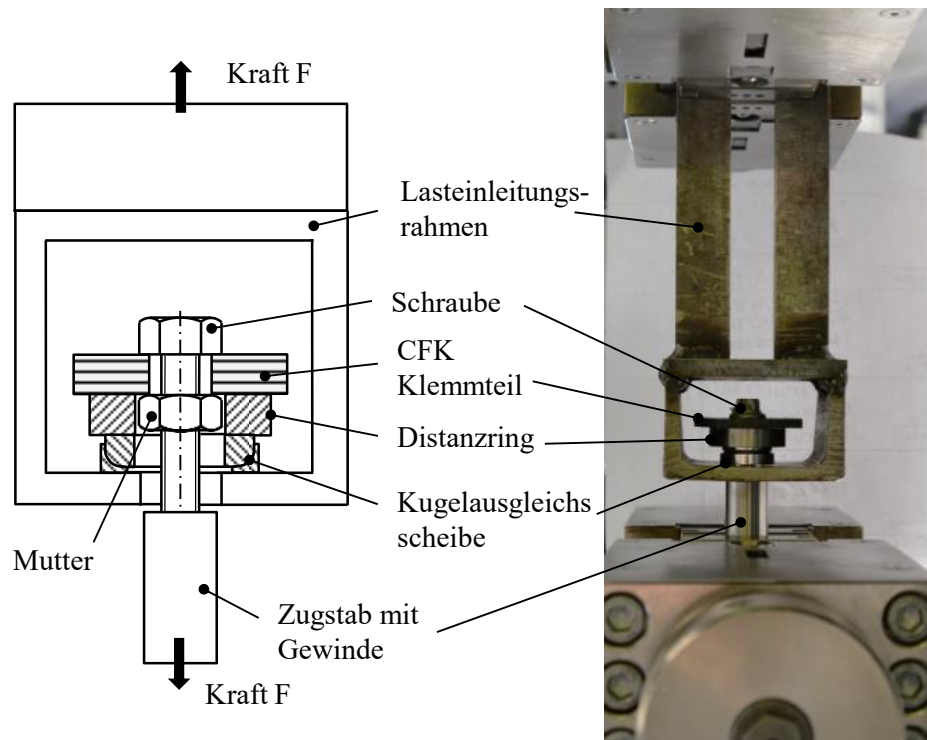


Bild 50: Prüfaufbau (Prinzipskizze und Bild)

Die Lasteinleitung in die vorgespannte Schraubenverbindung erfolgt über den Zugstab in den überstehenden Gewindeteil der Schraube. Das CFK-Klemmteil stützt sich über einen Distanzring und eine Kugelausgleichsscheibe an dem geschweißten Lasteinleitungsrahmen ab. Im realen Anwendungsfall erfolgt die Lasteinleitung üblicherweise im geklemmten Bereich der Schraubenverbindung. Aufgrund der sehr geringen Klemmlänge der Prüfkörper und mit dem Ziel die vorhandenen Prüfkörper zu nutzen, wurde eine Lasteinleitung in den freien Gewindeteil gewählt.

Die Belastungsniveaus wurden versuchstechnisch ermittelt. Prüfkörper wurden mit unterschiedlichen Kräften im verspannten Zustand einmalig auf Zug belastet und die plastische Schraubenverlängerung danach gemessen. Ab 17 kN wurden erste Plastifizierungen an den Schrauben erkannt. Mit dem Ziel, die Schrauben rein elastisch zu belasten, wurde eine maximale Kraft von 15 kN definiert. Die Belastung wurde in zwei weiteren Kraftstufen variiert (5 kN und 10 kN). Die Prüftemperatur wurde analog der Vorspannkraftrelaxationstest im „reinen Vorspannkraftfall“ gewählt, um eine Vergleichbarkeit zu schaffen. Zu annähernd gleichen Auslagerungszeiten bei der jeweiligen Prüftemperatur wurde dazu das Verlängerungsverhältnis der Prüfkörper verglichen. Um einen zeitlichen Verlauf zu erhalten wurden die Prüfkörper nach definierten Belastungszykluszahlen aus der Vorrichtung entnommen und vermessen. Anschließend wurde mit der Prüfung an demselben Prüfkörper fortgefahren, bis die maximal definierte Zykluszahl erreicht war. Die Periodendauer eines Belastungszyklus war abhängig von der eingestellten externen Kraft. Die Universalprüfmaschine benötigte



für das Anfahren einer hohen Kraft eine längere Zeit als für das einer niedrigen Kraft. Bei hohen Kräften (15 kN) wurde eine Zyklusdauer von 3,5 s und bei niedrigen Kräften eine von 2 s erzielt. Messungen bei erhöhter Temperatur wurden aus Sicherheitsgründen nur unter Aufsicht durchgeführt. Die maximale Prüfdauer beschränkte sich somit auf einen Arbeitstag, weshalb eine maximale Zykluszahl von 1000 gewählt wurde. Bild 51 fasst die Ergebnisse zusammen.

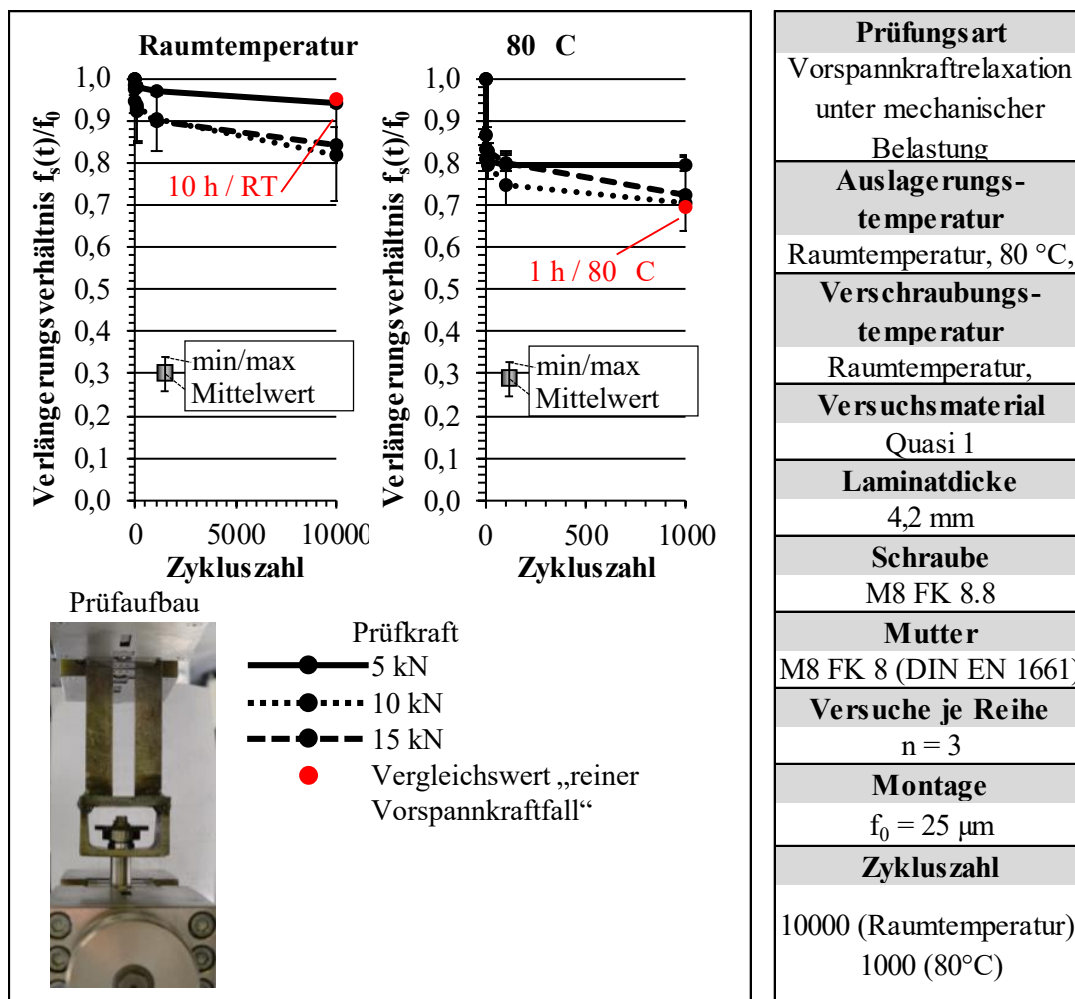


Bild 51: Vorspannkraftrelaxation bei überlagerter externer zyklischer Beanspruchung

Dargestellt sind drei Diagramme, welche das Verlängerungsverhältnis über der Zykluszahl bei drei unterschiedlichen Prüftemperaturen (Raumtemperatur, 80 °C) darstellen. Variiert wurde jeweils die externe Belastung (5 kN, 10 kN, 15 kN). Mit einem roten Punkt dargestellt ist als Vergleichswert das Verlängerungsverhältnis nach einer Auslagerungszeit von 1 h (1000 Zyklen) bzw. ~ 10 h (10000 Zyklen) bei der jeweiligen Prüftemperatur und im „reinen Vorspannkraftfall“. Diese Auslagerungszeit entspricht etwa der Zeitdauer, welche benötigt wird, um die Zykluszahlen von 1000, bzw. 10000 zu erzielen. Es kann gezeigt werden, dass der Betrag der Vorspannkraftrelaxation durch die mechanische Belastung nicht signifikant verändert wird. Das ist zutreffend für alle zwei

Prüftemperaturen. Angemerkt werden muss jedoch, dass die Übertragbarkeit des gewählten Versuchsaufbaus auf übliche Schraubfälle nur eingeschränkt möglich ist. Die Lasteinleitung erfolgt gängiger weise im Bereich der Klemmteile und nicht über die Schraube wie in dem hier gewählten Versuchsaufbau. Da das Laminat dennoch zyklisch beansprucht wird, lässt sich das tendenzielle Verhalten bei externer Beanspruchung dennoch abbilden.

## 7.6 Zusammenfassung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens

In Kapitel 7 wird das Vorspannkraftrelaxationsverhalten an Prüfkörperverschraubungen experimentell untersucht. Es zeigt sich, dass bereits bei einer für Chassis- und Karosserieanbauteile üblichen Temperaturbeanspruchung bis zu etwa 120 °C eine deutliche Vorspannkraftrelaxation eintritt, welche mehr als 50 % der Montagevorspannung betragen kann. Ein Großteil des Verlustes geschieht dann bereits in den ersten Stunden nach der Montage der Schraube, was auf die Kombination folgender Einzeleffekte zurückgeführt werden kann:

- Setzkraftverlust in Folge der Oberflächenanpassung.
- Thermisch induzierte Vorspannkraftänderung und folglich Lastplastifizierung.
- Degradation der mechanischen Eigenschaften und folglich Lastplastifizierung.
- Erhöhte Kriechneigung bei steigender Temperatur.

Anhand von Versuchen mit unterschiedlicher Laminatdicke konnte gezeigt werden, dass bei Nichtbeachtung der ersten 18,5 h Auslagerungszeit das Vorspannkraftrelaxationsverhalten nahezu unabhängig von der Laminatdicke ist (siehe Bild 49).

Mit steigender Auslagerungsdauer nimmt die Verlustrate deutlich ab und das Vorspannkraftrelaxationsverhalten bei konstanter Auslagerungstemperatur lässt sich gut mit dem phänomenologischen Modell nach *Shivakumar* [Shi82a] beschreiben. Bereits aus Experimenten mit relativ kurzer Auslagerungsdauer lässt sich das Vorspannkraftrelaxationsverhalten für sehr lange Zeiträume gut abschätzen. Veränderliche Umgebungstemperaturen machen eine Abschätzung schwierig, insbesondere da bereits eine einmalige, kurzzeitige Temperaturerhöhung aufgrund der zuvor genannten Effekte die Vorspannkraft stark beeinflusst.

Der Betrag der plastischen Verformung des Laminates in den ersten Stunden nach der Montage ist relativ unabhängig von der Montagevorspannkraft der Schraube. Bei kleinerer Montagevorspannkraft, und damit kleinerer elastischer Verlängerung der Schraube durch die Montage, bewirkt das einen auf die Montagevorspannkraft bezogen größeren prozentualen Vorspannkraftverlust. Es ist somit auch bei Schraubenverbindungen mit CFK im Klemmverband vorteilhaft, die Schraube möglichst stark vorzuspannen und damit hoch auszunutzen. Der häufig praktizierte Ansatz, die

Montagevorspannkraft zu reduzieren, ist somit in Bezug auf die Vorspannkraftrelaxation nicht zu empfehlen (siehe auch [Zha02]).

Untersuchungen zum Einfluss der Laminatdicke zeigen, dass die Vorspannkraftrelaxation mit steigender Laminatdicke steigt. Ursächlich ist die geänderte Klemnteilnachgiebigkeit aufgrund der Kontaktmechanik (Pressungskegel) was folglich auch dazu führt, dass eine wesentlich größere Werkstoffzone des Laminates belastet wird. Die dort entstehenden Plastifizierungen überkompensieren die höhere elastische Verlängerung der Schraube durch die mit steigender Laminatdicke steigende Schraubennachgiebigkeit. Im Sinne der Reduzierung der Vorspannkraftrelaxation ist somit eine geringere Laminatdicke vorteilhaft.

Weiterhin konnte gezeigt werden, dass der Betrag der Vorspannkraftrelaxation durch eine externe zyklische mechanische Belastung nicht signifikant verändert wurde. Der Prüfumfang ist hier jedoch sehr limitiert, weshalb weitere Untersuchungen nötig sind, um das Verhalten insbesondere auch unter Querbeanspruchung zu untersuchen.

Aus den Erkenntnissen in diesem Kapitel lassen sich Maßnahmen ableiten, um die Vorspannkraftrelaxation zu verringern, worauf in folgendem Kapitel eingegangen wird.

## 8 Verringerung der Vorspannkraftrelaxation von Schraubenverbindungen mit CFK

Aus den Erkenntnissen der Vorspannkraftrelaxationsversuche lässt sich ableiten, dass insbesondere eine Reduzierung des starken, anfänglichen Vorspannkraftverlustes nach der Schraubmontage und den ersten Temperaturzyklen eine deutliche Verbesserung des Langzeitverhaltens der Verbindung bedeutet. Wie bereits beschrieben ist der Vorspannkraftverlust in dieser Phase von folgenden Effekten beeinflusst:

- Setzkraftverlust in Folge der Oberflächenanpassung.
- Thermisch induzierte Vorspannkraftänderung und folglich Lastplastifizierung.
- Degradation der mechanischen Eigenschaften und folglich Lastplastifizierung.
- Erhöhte Kriechneigung bei steigender Temperatur.

In diesem Kapitel werden Maßnahmen untersucht, um die Vorspannkraftrelaxation zu reduzieren. Die dazu erarbeiteten Maßnahmen werden nach dem Schaubild der Schraubbarkeit (Bild 6) von *Haberling* [Hab04] in die Kategorien „werkstofflich“, „konstruktiv“ und „montageseitig“ eingeteilt.

Bild 7 zeigt einen Überblick der in dieser Arbeit untersuchten Maßnahmen, welche im Hinblick auf die Anwendung im Automobilbau als am geeignetsten erscheinen. Folgend wird kurz auf weitere Maßnahmen eingegangen, welche aber nicht explizit untersucht wurden.

- Nachziehen der Schraubenverbindung

Als Nachziehen wird ein erneutes Anziehen nach der Schraubmontage und bspw. nach einer definierten Zeit oder Belastung bezeichnet. In der Literatur wurde ein Nachziehen von CFK-Schraubenverbindungen bereits mehrfach untersucht und eine Verringerung der Vorspannkraftrelaxation nachgewiesen [Jen12, Pel98]. Im Rahmen dieser Arbeit wird diese Maßnahme nicht näher untersucht, da bereits Erkenntnisse vorliegen und das Nachziehen für die Fahrzeugmontage in der Großserienfertigung aufgrund der zusätzlich benötigten Montagezeit nicht geeignet ist.

- Geänderter Matrixwerkstoff

Das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von CFK-Schraubenverbindungen wird insbesondere von dem Matrixwerkstoff und dessen Eigenschaften beeinflusst. Bei Temperaturerhöhung ändern sich die mechanischen Eigenschaften von Kunststoffen im Vergleich zu Metallen deutlich. Diese Eigenschaftsänderung nimmt sein Maximum im Glasübergangstemperaturbereich  $T_g$  an. Da die Kriechneigung sowie die Degradation der mechanischen Eigenschaften mit Annäherung an den  $T_g$  steigen, lässt ein möglichst hoher  $T_g$  eine Verringerung der Vorspannkraftrelaxation in Schraubenverbindungen erwarten. Den Einfluss von Hochtemperaturmatrixwerkstoffen, mit besonders hohem  $T_g$ , auf die

Vorspannkraftrelaxation gilt es zu untersuchen. Im Rahmen der Arbeit wird sich jedoch auf ein Matrixsystem beschränkt, welches den aktuellen Anforderungen der automobilen Serienfertigung gerecht wird.

- Einzelschichtdicke und Faserhalbzeug

Die Herstellung von Bauteilen aus faserverstärktem Kunststoff bietet eine fast grenzenlose Varianz an Parametern wie Faserwerkstoff, Faserhalbzeug, Flächengewicht des Faserhalbzeugs, Matrixwerkstoff, etc., welche alle die Eigenschaften des Verbundes beeinflussen. In der Literatur wurde eine Erhöhung der Querdruckfestigkeit mit geringerer Einzelschichtdicke nachgewiesen [And13]. Um dem bei Querdruckbeanspruchung eintretenden Keilbruch konstruktiv zu begegnen, empfiehlt *Schürmann* [Sch95] dicke Einzelschichten zu vermeiden und ein möglichst feinschichtiges Laminat zu wählen. Schubrisse werden an den einzelnen Faserorientierungen gestoppt und können sich nicht schlagartig ausbreiten. Eine Variation der Einzelschichtdicke und des Faserhalbzeugs wird in dieser Arbeit nicht vorgenommen. Aufgrund der geänderten Beanspruchung ist jedoch ein Einfluss auf die Vorspannkraftrelaxation einer Schraubenverbindung denkbar, weshalb weiterführende Untersuchungen unternommen werden sollten.

Die in dieser Arbeit verwendeten Komponenten (Faserhalbzeuge und Matrix) bieten dennoch die Möglichkeit der Variation hinsichtlich des Werkstoffaufbaus. Folgend werden Ergebnisse aus Vorspannkraftrelaxationsmessung mit geänderter Schichtreihenfolge, geänderten Faservolumengehalt und einer zusätzlichen Faserverstärkung in Laminatdickenrichtung diskutiert.

## **8.1 Werkstoffliche Maßnahmen**

Mit den in dieser Arbeit gewählten Faserhalbzeugen lässt sich im begrenzten Maße eine Werkstoffvariation erzielen, deren Einfluss auf die Vorspannkraftrelaxation untersucht wird. Kapitel 8.1.1 zeigt diese Ergebnisse. Unabhängig davon wird der Einfluss einer Faserverstärkung in Laminatdickenrichtung am Beispiel des Nähverfahrens „Tufting“ gezeigt (Kapitel 8.1.2.).

### **8.1.1 Einfluss der Schichtreihenfolge und Faservolumengehalt**

Die werkstoffmechanischen Zusammenhänge eines unter Querdruck belasteten FKV sind sehr komplex. *Andrich* [And13] zeigt eine Abhängigkeit der Bruchspannung (Querdruckfestigkeit) und des E-Moduls von der Konfiguration des Laminates. Unklar ist, ob die Laminatkonfiguration auch die Langzeitkennwerte und damit auch die Vorspannkraftrelaxation in Schraubenverbindungen, beeinflusst. Bild 52 zeigt einen

Vergleich zwischen den Laminatkonfigurationen „Quasi 1“, „Quasi 2“, „Kreuz“ und „Reinharz“ bei den zwei Auslagerungstemperaturen „Raumtemperatur“ und „80 °C“.

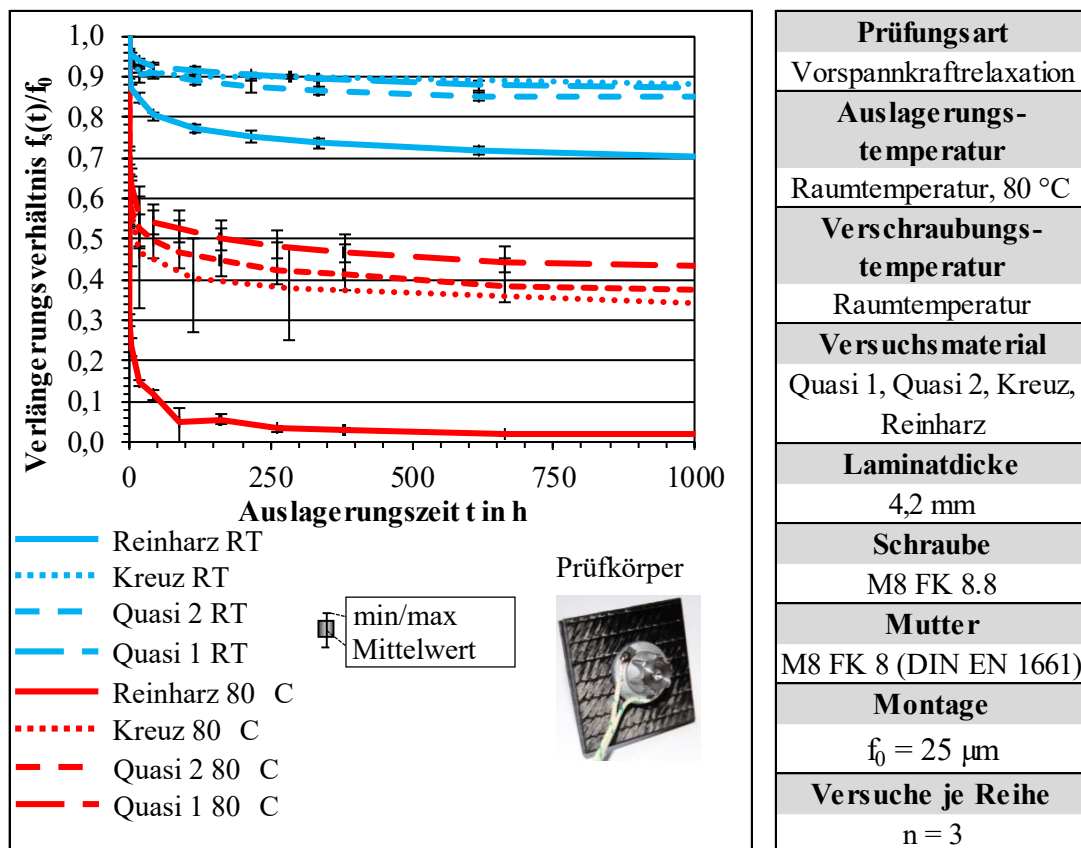


Bild 52: Einfluss der Schichtreihenfolge und des Faservolumengehaltes bei unterschiedlichen Auslagerungstemperaturen

Folgende Erkenntnisse werden aus den Versuchen gewonnen:

- Sowohl bei Raumtemperatur als auch bei 80 °C ist die Vorspannkraftrelaxation einer Reinharzverschraubung deutlich größer als die einer CFK-Verschraubung.

Die oftmals publizierte Aussage, dass sich Schraubenverbindungen mit FKV aufgrund der Belastung in Laminatdickenrichtung wie reine Kunststoffverschraubungen verhalten, kann somit nicht bestätigt werden. Wie von *Andrich* [And13] beschrieben, treten bei einer Querdruckbeanspruchung die Effekte „Induzierung faserparalleler Zwangsspannung“ und „Querdehnungsbehinderung“ auf, welche sich scheinbar auch hinsichtlich des Langzeitverhaltens (Werkstoffkriechen) und der Lastplastifizierung vorteilhaft zeigen.

- Der Betrag des Faservolumengehaltes  $\varphi$  hat im untersuchten Bereich ( $\varphi \sim 35\%$  bei „Quasi 2“ und  $\varphi \sim 53\%$  bei „Quasi 1“) keinen signifikanten Einfluss auf die Vorspannkraftrelaxation.

Die Kriechrate bei Belastung in Ebenen- bzw. Faserrichtung ist abhängig vom Faservolumengehalt [Sch07a]. Eine Belastung in Laminatdickenrichtung bewirkt

aufgrund der Querdehnung der einzelnen Schichten ebenfalls Belastungen in Ebenenrichtung. Eine Erhöhung des Faservolumengehaltes  $\varphi$  könnte somit auch einen positiven Einfluss auf das zeitliche Vorspannkraftverhalten von Schraubenverbindungen mit CFK haben. Im Rahmen der Streuung der Versuchsergebnisse ist jedoch kein signifikanter Unterschied zwischen den Proben „Quasi 1“ und „Quasi 2“ erkennbar. Dies gilt sowohl für Messungen bei Umgebungstemperatur, als auch bei  $T = 80 \text{ °C}$ . Aus dieser Erkenntnis lässt sich rückschließen, dass eine weitere Steigerung des FVG (sinnvoll möglich bis  $\varphi \sim 65 \%$  FVG) keine deutliche Verbesserung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens erwarten lässt. Ein Grund für dieses Verhalten könnte sein, dass ein Großteil der Plastifizierung schon bei der Schraubenmontage auftritt und somit direkt kompensiert wird. Diese Plastifizierung während der Schraubenmontage steigt mit fallendem Faservolumengehalt, wodurch die folgende Vorspannkraftrelaxation bei der Temperaturenlagerung nahezu unabhängig von Faservolumengehalt ist.

- Die Vorspannkraftrelaxation bei Laminaten mit Kreuzverbund „Kreuz“ ist bei  $80 \text{ °C}$  Versuchstemperatur und Raumtemperatur unter Beachtung der Streuung der Ergebnisse vergleichbar mit quasiisotropem Laminataufbau („Quasi 1“ und „Quasi 2“).

Dieses Verhalten ist damit erklärbar, dass die Lamine „Kreuz“ und „Quasi“ dieselben Einzelschichtdicken aufweisen. Eine Erhöhung der Einzelschichtdicke bewirkt bei fester Laminatdicke eine Verringerung der Faserorientierungswechsel und eine Erhöhung der Zwischenfaserbruch-Grenze [Sch86]. Ein positiver Einfluss einer feinen Schichtung auf die Vorspannkraftrelaxation ist denkbar, da die Matrixbeanspruchung reduziert wird. Im Rahmen dieser Arbeit konnte die Feinheit der Schichtung jedoch nicht variiert werden.

Neben der Änderung der Faserverstärkungsarchitektur in Ebenenrichtung kann das Laminat auch dreidimensional, also zusätzlich in Laminatdickenrichtung, verstärkt werden. Im folgenden Kapitel wird der Einfluss einer derartigen Verstärkung in z-Richtung des Laminat-Koordinatensystems (folgend als z-Verstärkung bezeichnet) auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten untersucht.

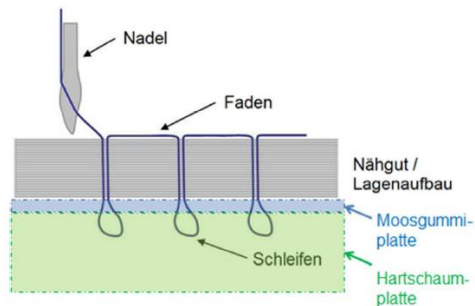
### **8.1.2 Einfluss einer Faserverstärkung in Laminatdickenrichtung mit dem Verfahren „Tufting“**

Bei der Untersuchung des Querdruckverhaltens in Kapitel 6.2 konnte keine Erhöhung der Querdruckbruchspannung durch den Einsatz einer z-Verstärkung erkannt werden. In diesem Kapitel wird untersucht, ob eine z-Verstärkung mit dem Verfahren „Tufting“ einen Einfluss auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen hat. Wie bereits in Kapitel 2.3.1 beschrieben, erwiesen sich z-Pins in diesem Bezug bereits als vorteilhaft. Z-Pinning ist ein Verstärkungsverfahren, welches für die

Anwendung mit Prepregs entwickelt wurde. Prepregs sind vorimprägnierte Faserhalbzeuge, bestehend aus Fasern und ungehärteter duroplastischer Matrix. Für Faserverbundbauteile in der Automobilindustrie, mit relativ hoher Stückzahl, setzen sich zunehmend Herstellungsverfahren mit „trockenen“ Faserhalbzeugen, also ohne Vorimprägnierung mit Harz durch. Für die Untersuchungen wurde deshalb das für die Verstärkung von trockenen Faserhalbzeugen geeignete Verfahren „Tufting“ verwendet. Bild 53 zeigt die verwendete Nähanlage, den Versuchsaufbau, das Nähbild an einem Vorspannkraftrelaxationsprüfkörper, sowie Informationen zu den Verarbeitungsparametern.



Nähroboter der Universität Stuttgart



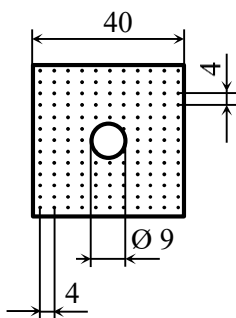
Versuchsaufbau zur Erstellung des Tuftings



Nähfuß und gestapelte Gelege vor dem Tufting



Nähnadel und Nähfaden



Nähbild an einem Vorspannkraftrelaxationsprüfkörper

#### Parameter:

- Nähtiefe: 15 mm
- Nählänge: 4 mm (Abstand zwischen zwei Fäden)
- Nähgeschwindigkeit: 7,5 mm/s
- Nähnadel: KL 150
- Nähfaden: 2 x 1K TohoTenax 140 tex (Kohlenstofffaser)

Bild 53: Aufbau, Nähbild und Parameter der z-Verstärkung mit Tufting



„Tufting“ ist ein einseitiges, strukturelles Nähverfahren, bei welchem der Faden durch die Nadel in das Nähgut eingebracht wird. Charakteristisch sind die sich ausbildenden Schleifen (sog. Polnoppen) an der Unterseite des Nähgutes, welche in Bild 54 unten rechts gut erkennbar sind. Verwendet wurde ein Kohlenstofffaser-Nähfaden vom Hersteller Toho Tenax, welcher aus zwei einzelnen Filamentgarnen mit je 1 K verzwirrt ist. Die Nählänge (Abstand zwischen zwei Tufting-Einstichen) wurde mit 4 mm bei der verwendeten Nähanlage (Institut für Flugzeugbau der Universität Stuttgart) kleinstmöglich gewählt, um eine möglichst hohe Verstärkungsdichte zu erzielen. In Bild 54 oben sind zwei Mikroskopaufnahmen der Tufting-Verstärkung gezeigt.

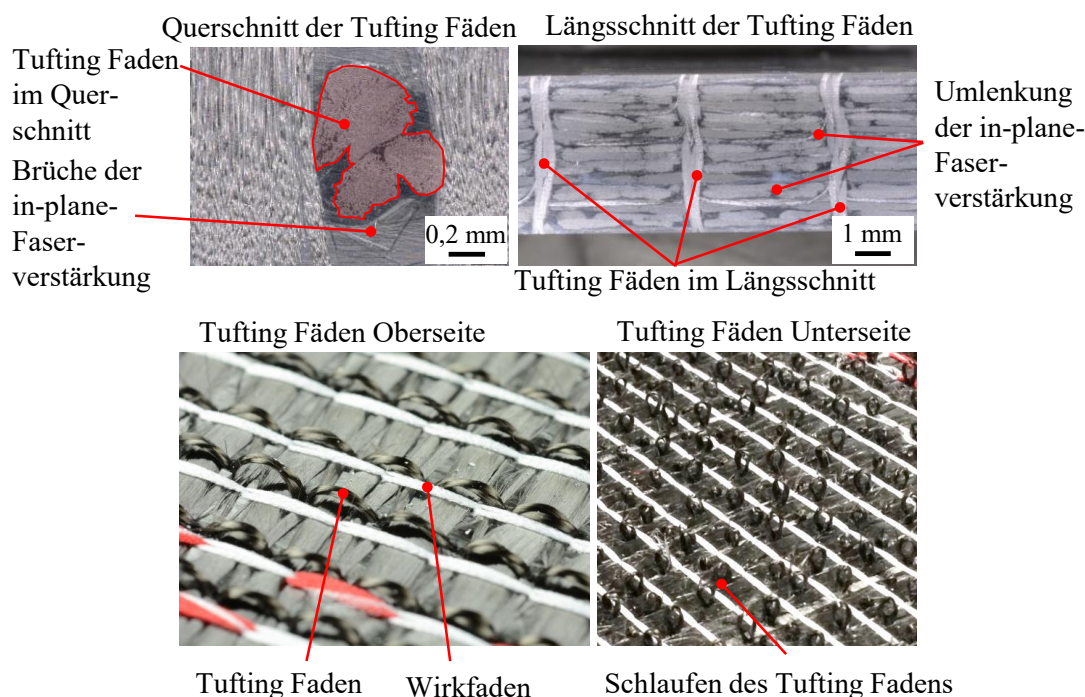


Bild 54: Mikroskopie und Bilder der Tufting-Verstärkung

Im linken Bild ist der Querschnitt des Fadens zu sehen. Deutlich ist zu erkennen, dass die In-plane Fasern durch den Tufting-Faden umgelenkt und teilweise gebrochen werden. Das rechte Bild zeigt einen Längsschnitt der Tufting-Fäden. Wieder ist erkennbar, dass Fasern der in-plane Verstärkung umgelenkt werden und teilweise in Stichrichtung der Tufting-Nadel gezogen werden. Die unteren beiden Bilder in Bild 54 zeigen die Oberflächen (Oberseite und Unterseite) des Stacks nach dem Tufting Prozess aber vor der Konsolidierung mit Epoxidharz. An der Unterseite sind deutlich die charakteristischen Schleifen des Tufting-Verfahrens zu erkennen.

Bild 55 zeigt die Ergebnisse von Vorspannkraftrelaxationsversuchen mit konventionellem Laminat „Quasi 1“ und mit Tufting verstärktem Laminat „Quasi 4“. Für die Untersuchungen wurde eine Auslagerung bei Raumtemperatur und 80 °C gewählt. Die Auslagerungszeit  $t$  betrug 15000 h.

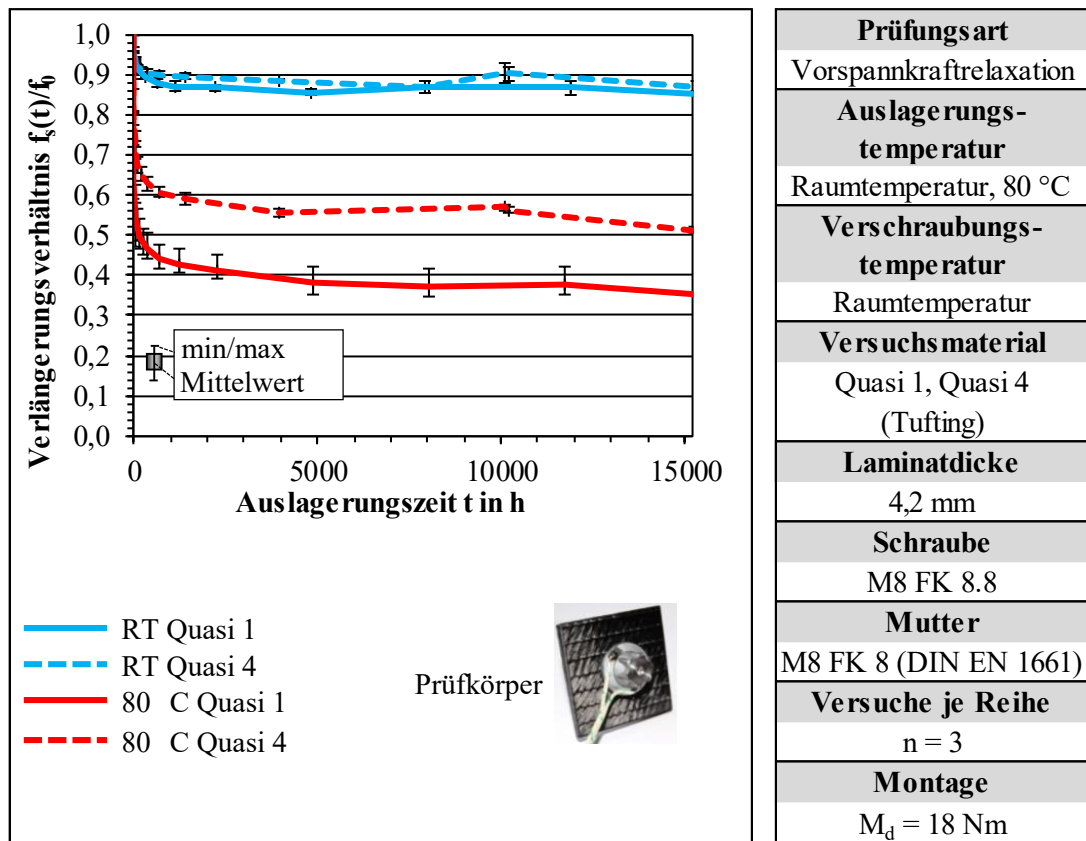


Bild 55: Einfluss einer der z-Verstärkung „Tufting“ auf die Vorspannkraftrelaxation

Bei Raumtemperatur ist im betrachteten Zeitraum kein Unterschied im Vorspannkraftrelaxationsverhalten zwischen unverstärktem und verstärktem Laminat erkennbar. Nach einer Auslagerungszeit  $t$  von 15000 h sind noch  $\sim 90 \%$  der Montagevorspannkraft  $F_0$  vorhanden. Bei 80 °C ist die Restvorspannkraft im Vergleich zu konventionellen Proben nach einer Auslagerungszeit von 15000 h um  $\sim 15 \%$  höher. Verbessert wurde insbesondere der durch Lastplastifizierungen dominierte starke Vorspannkraftverlust nach den ersten Stunden der Auslagerung. Eine z-Verstärkung durch Tufting stellt somit grundsätzlich eine Möglichkeit dar, um das Vorspannkraftrelaxationsverhalten zu verbessern. Und dass trotz der Tatsache, dass der Anteil der in z-Richtung orientierten Fasern sehr gering (im einstelligen Prozentbereich) und inhomogen verteilt ist. Eine Steigerung des in z-Richtung orientierten Faseranteils lässt eine weitere Verbesserung vermuten.

Neben werkstofflichen Änderungen an dem faserverstärkten Kunststoff lässt sich die Vorspannkraftrelaxation auch durch die konstruktive Gestaltung der Schraubenverbindung beeinflussen. Im folgenden Kapitel wird der Einfluss einiger konstruktiver Maßnahmen auf die Vorspannkraftrelaxation untersucht.

## 8.2 Konstruktive Maßnahmen

Mit der konstruktiven Gestaltung kann das Verhalten von Schraubenverbindungen gezielt beeinflusst werden. Einen wichtigen Einfluss haben die elastischen Nachgiebigkeiten von Schraube und Klemmteil. Der Betrag der Vorspannkraftrelaxation und auch die Schraubenzusatzkraft  $F_{sa}$  werden dadurch in großem Maße beeinflusst. Tendenziell lässt sich die Vorspannkraftrelaxation mit steigender elastischer Nachgiebigkeit in der Schraubenverbindung verringern. Der Grund ist die höhere elastische Verformung in der Verbindung, wodurch ein plastischer Verformungsbetrag (durch Werkstoffkriechen, Lastplastifizierung, Setzen) einen geringeren Einfluss auf die Vorspannkraftrelaxation hat. Die Dauerhaltbarkeit sinkt mit steigender elastischer Nachgiebigkeit des Klemmteils, da die Schraubenzusatzkraft zunimmt. Die elastische Nachgiebigkeit von CFK-Klemmteilen ist im Vergleich zu metallischen Klemmteilen hoch, da der Querdruckmodul des CFK wesentlich geringer ist (siehe Kapitel 6.2). Im Rahmen dieser Arbeit werden zwei konstruktive Maßnahmen untersucht, um die Vorspannkraftrelaxation in der CFK-Schraubenverbindung zu verringern.

### 8.2.1 Einfluss von mitverspannten Hülsen zur Klemmlängenerhöhung

Eine häufig praktizierte Möglichkeit, die Nachgiebigkeit von Schraubenverbindungen zu steigern ist die Klemmlängenerhöhung durch mitverspannte Hülsen. Bild 56 zeigt Ergebnisse von Vorspannkraftrelaxationsversuchen an Prüfkörperverschraubungen, bei welchen die Klemmlänge und damit das Klemmlängenverhältnis der Schraubenverbindungen durch unter dem Schraubenkopf mitverspannte Stahlhülsen aus dem Werkstoff S235 erhöht wurde. Es wurden Hülsen mit einer Höhe von 10, 20 und 30 mm verwendet, wodurch sich folgende Klemmlängenverhältnisse  $\frac{l_k}{d}$  ergaben:

ohne Hülse:  $\frac{l_k}{d} = 0,525$

10 mm Hülse:  $\frac{l_k}{d} = 1,775$  (Faktor 3,38 von „ohne Hülse“)

20 mm Hülse:  $\frac{l_k}{d} = 3,025$  (Faktor 5,76 von „ohne Hülse“)

30 mm Hülse:  $\frac{l_k}{d} = 4,275$  (Faktor 8,14 von „ohne Hülse“)

Die Ergebnisse beruhen auf Einzelversuchen, weshalb keine Aussage zur Streuung gemacht werden kann.

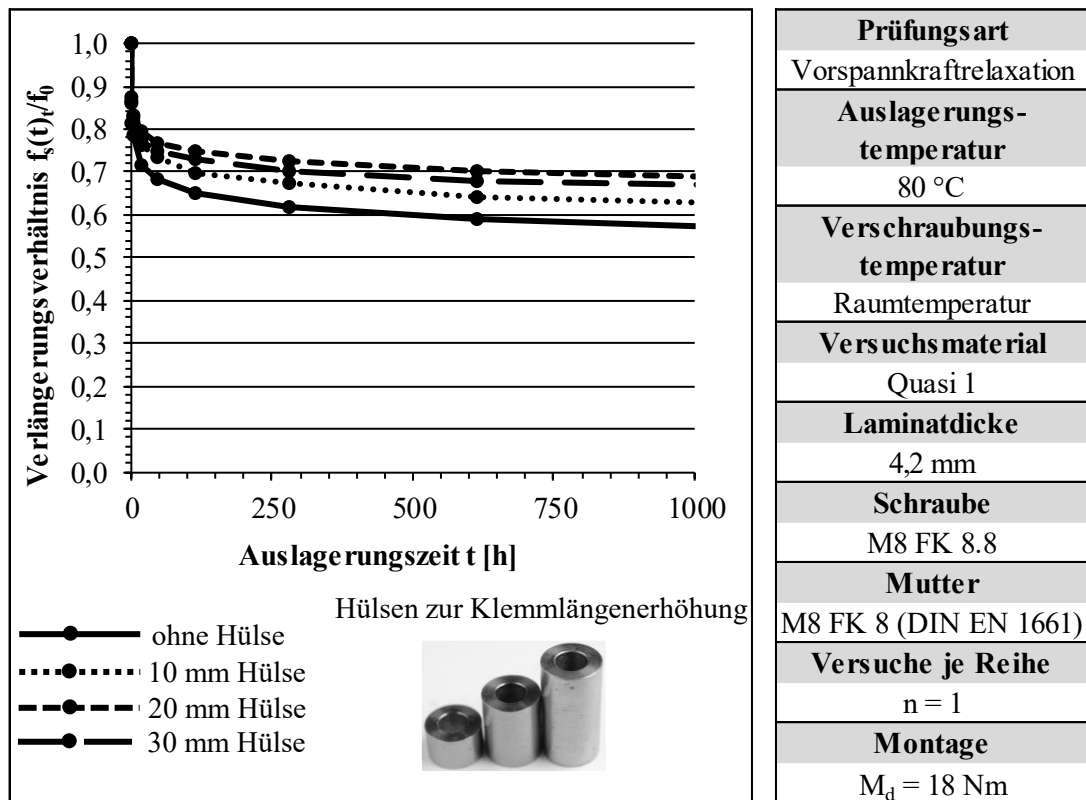


Bild 56: Vorspannkraftrelaxation einer Klemmlängenerhöhung mit Stahlhülsen

Wie bereits theoretisch beschrieben zeigt sich tendenziell eine Verringerung der Vorspannkraftrelaxation mit steigendem Klemmlängenverhältnis. Bezogen darauf, dass das Klemmlängenverhältnis um bis zu ~ Faktor 8 im Vergleich zu einer Verbindung ohne Hülse gesteigert wurde, ist die Verbesserung jedoch gering (58 % Restvorspannung ohne Hülse und 68 % Restvorspannung mit 30 mm Hülse).

Eine deutlich größere Steigerung der Verbindungsnachgiebigkeit lässt sich durch das Mitverspannen von federnden Elementen erzielen. Der Einfluss von mitverspannten Spannscheiben wird im nächsten Kapitel untersucht.

### 8.2.2 Einfluss von Spannscheiben DIN 6796

Die Verbindungsnachgiebigkeit lässt sich durch zusätzlich mitverspannte Komponenten (Spannscheiben, Hülsen, etc.) oder Optimierungen an Schraube (Dehnschrauben, Federköpfe, etc.) und Mutter (Federmutter, etc.) deutlich vergrößern.

Mit Spannscheiben lässt sich die Verbindungsnachgiebigkeit bezogen auf den benötigten Bauraum im Vergleich zu anderen konstruktiven Maßnahmen (Hülsen, Klemmlängenerhöhung, Dehnschrauben, etc.) verhältnismäßig stark steigern. Sie sind eine geeignete und praktizierte Möglichkeit, um das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen zu verbessern. Insbesondere gilt das für Schraubenverbindungen mit starkem Werkstoffkriechen (oftmals bei elektrischen Kontaktverschraubungen,

Flanschverschraubungen mit Dichtung, Holzverschraubungen) und hoher thermisch- und/oder feuchte-induzierter Vorspannkraftänderung (elektrische Kontaktverschraubungen, Holzverschraubungen). Im Fall von Schraubenverbindungen mit CFK als Klemmteil ist ebenfalls mit starkem Werkstoffkriechen so thermisch- und/oder feuchte-induzierter Vorspannkraftänderung zu rechnen, weshalb sie sich grundsätzlich auch für die Verwendung von Spannscheiben zum Vorspannkrafterhalt eignen. Ihr Einsatz setzt jedoch eine sorgfältige Auslegung voraus, um den gewünschten Effekt der Reduzierung des Vorspannkraftverlustes zu erzielen und die Verbindung nicht negativ zu beeinflussen.

Folgend wird eine handelsübliche Spannscheibe DIN 6796 [DIN04] auf ihre Eignung zur Reduzierung der Vorspannkraftrelaxation untersucht. Bei der Auswahl geeigneter Spannscheiben ist darauf zu achten, dass deren maximale Federkraft idealerweise im Bereich der Montagevorspannkraft der Schraube liegt. Wellscheiben erfüllen diese Forderung zumindest für die relevanten Festigkeitsklassen von Schrauben in der Automobilindustrie (Festigkeitsklasse 8.8 bis 12.9) nicht und gelten für derartige Anwendungen als unwirksam zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation. Spannscheiben nach DIN 6796 erzielen eine höhere maximale Federkraft und werden deshalb auch für den Einsatz in Schraubenverbindungen der Festigkeitsklasse 8.8 und aufwärts beworben [NN01]. Sie wurden für die Untersuchungen ausgewählt, da sie gängig und verfügbar sind und somit eine kostengünstige Möglichkeit darstellen würden, um den Vorspannkraftverlust von CFK-Schraubenverbindungen zu verringern. Verwendet wurden Spannscheiben des Herstellers Böllhoff DIN 6796 [Din04], mechanisch gelb verzinkt, mit Innendurchmesser 8,4 mm (für M8 Schrauben). Da die Norm insbesondere hinsichtlich der Spannscheibenhöhe eine relativ große Toleranz zulässt (2,24 mm bis 2,6 mm) wurden die geometrischen Abmessungen der verwendeten Spannscheiben gemessen, um die tatsächliche Streuung zu erfassen. Die Messwerte sind in Bild 57 als Mittelwerte aus der Messung von zehn Spannscheiben mit der Standardabweichung als Maß für die Streuung angegeben.



Bild 57: Spannscheiben DIN 6796 und deren Abmessungen

Bild 58 zeigt die im Drucktest gemessene Federkennlinie einer Spannscheibe DIN 6796. Die Scheibe wurde dreimal hintereinander bis zu einer Kraft von 20 kN belastet, um eine komplette Auflage zu garantieren und Setzeffekte zu erkennen. Als Auflage für die Spannscheiben dienten gehärtete und an den Kontaktflächen polierte Druckstempel aus dem Werkstoff 100Cr6. Eine Kugelausgleichsscheibe unter einem der Druckstempel hat Winkelfehler ausgeglichen. Der Federweg  $h$  wurde berührungslos (optisch) gemessen.

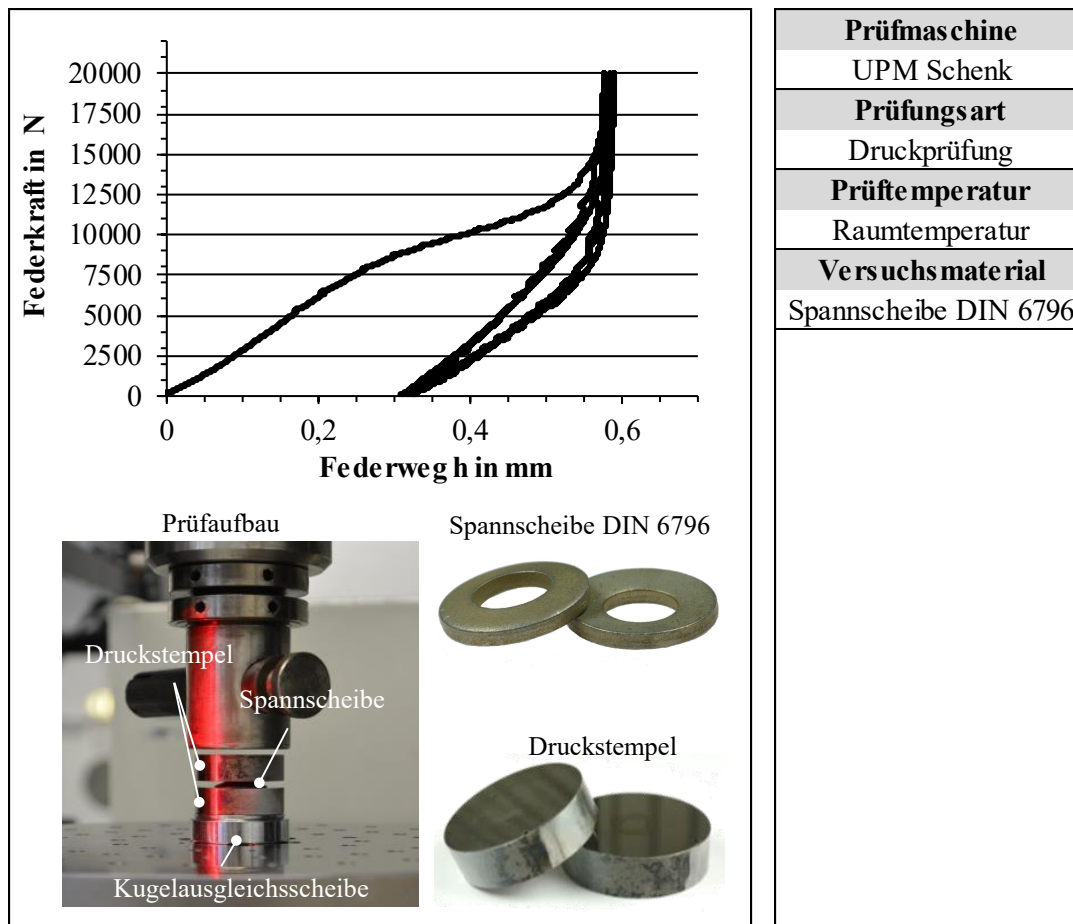


Bild 58: Druckprüfung an Spannscheiben DIN 6796

Die Scheibe zeigt nach dem ersten Belastungszyklus eine Plastifizierung von ca. 0,3 mm. Ein derartiges Verhalten von Federn ist üblich, weshalb diese vor Ihrem Einsatz meist vorbelastet werden, was „Vorsetzen“ bezeichnet wird. Das „Vorsetzen“ erzeugt bei Federn einen Eigenspannungszustand, welcher sich positiv auf die Beanspruchung im späteren Betrieb auswirkt. Der elastische Restfederweg der Spannscheibe nach der initialen Belastung beträgt ca. 0,25 mm bei einer Blockkraft von etwa 12500 N. Übersteigt die Schraubenvorspannkraft die Blockkraft deutlich, so ist die Nachgiebigkeitssteigerung der Spannscheibe nicht mehr gegeben. Für die Vorspannkraftrelaxation ist die Scheibe nur dann positiv, wenn die Schraubenvorspannkraft unter den Wert der Blockkraft fällt und die Spannscheibe somit entspannt wird. Für die Auslegung einer Schraubenverbindung mit Spannscheiben ist die Kenntnis des Verhaltens der Spannscheibe von großer Bedeutung und sollte im Idealfall experimentell ermittelt werden.

Zur Änderung der Federeigenschaften von Spannscheiben können diese auch in Reihe oder parallel zueinander mitverspannt werden. Der Nachteil einer solchen Stapelung von Federn ist jedoch die erhöhte Reibung zwischen den einzelnen Scheiben. Bild 59 zeigt

die Ergebnisse von Vorspannkraftrelaxationsuntersuchungen, bei welchen eine unterschiedliche Anzahl von Spannscheiben parallel und in Reihe geschaltet wurde.

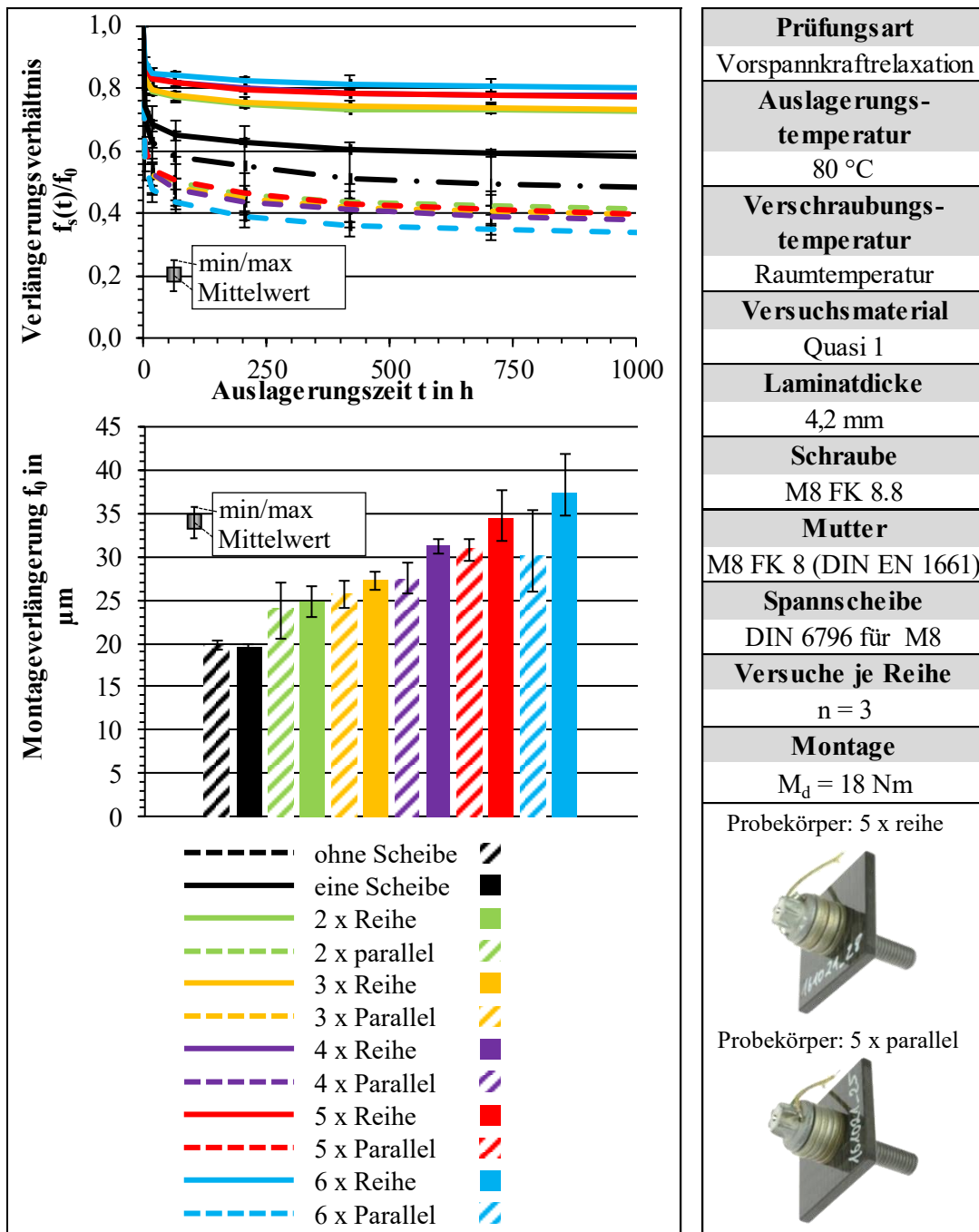


Bild 59: Vorspannkraftrelaxationstest mit Spannscheiben DIN 6796 sowie die sich ergebende elastische Verlängerung  $f_0$  der Schraube

Variiert wurde die Anzahl der Spannscheiben (ohne, 1-6) sowie deren Anordnung (Parallelschaltung  $\rightarrow$  Erhöhung der Steifigkeit; Reihenschaltung  $\rightarrow$  Verringerung der Steifigkeit). Somit wurde eine sehr große Bandbreite an Steifigkeiten abgeprüft. Verwendet wurde das Laminat „Quasi 1“ und ein Montagedrehmoment  $M_d = 18 \text{ Nm}$ .



Es lässt sich zusammenfassen, dass sich das Vorspannkraftrelaxationsverhalten mit steigender Anzahl an Spannscheiben in Reihenschaltung verbessert und umgekehrt mit steigender Anzahl an Spannscheiben in Parallelschaltung im Vergleich zur Verbindung ohne Spannscheibe verschlechtert. Ursächlich hierfür ist die sehr geringe Auflagefläche der Spannscheibe auf dem Laminat bis zur Erreichung der Blockkraft. Im Fall der Parallelschaltung scheint der Nachgiebigkeitszugewinn nicht zu genügen, um in Summe zu einem verbesserten Vorspannkraftrelaxationsverhalten zu führen. Bild 60 und Bild 61 zeigen die CFK-Oberflächen der Prüfkörper nach der Auslagerung mutterseitig und schraubenkopf- bzw. spannscheibenseitig.

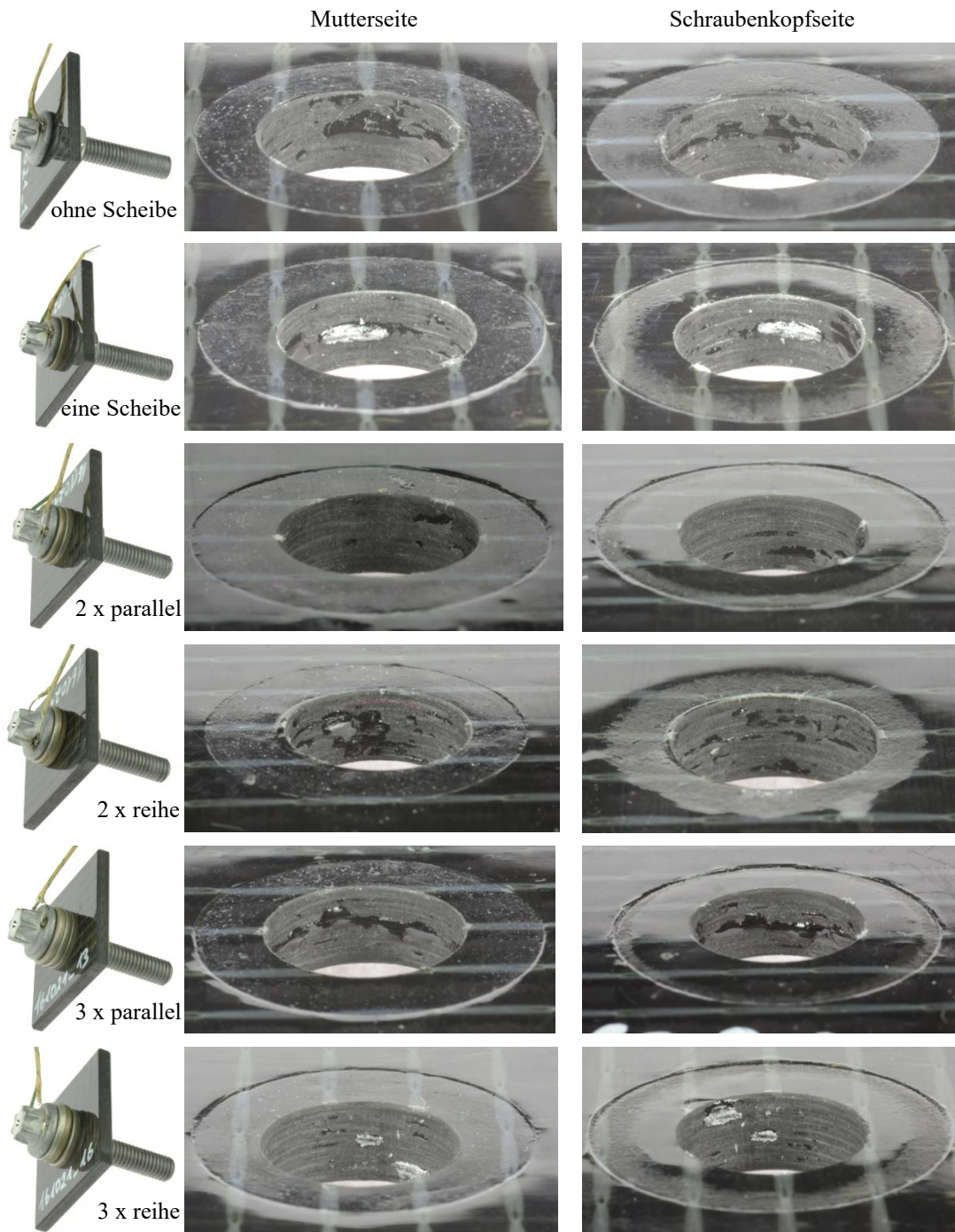


Bild 60: Abdrücke der Spannscheibe auf der Laminatoberfläche (0 bis 3 Spannscheiben)

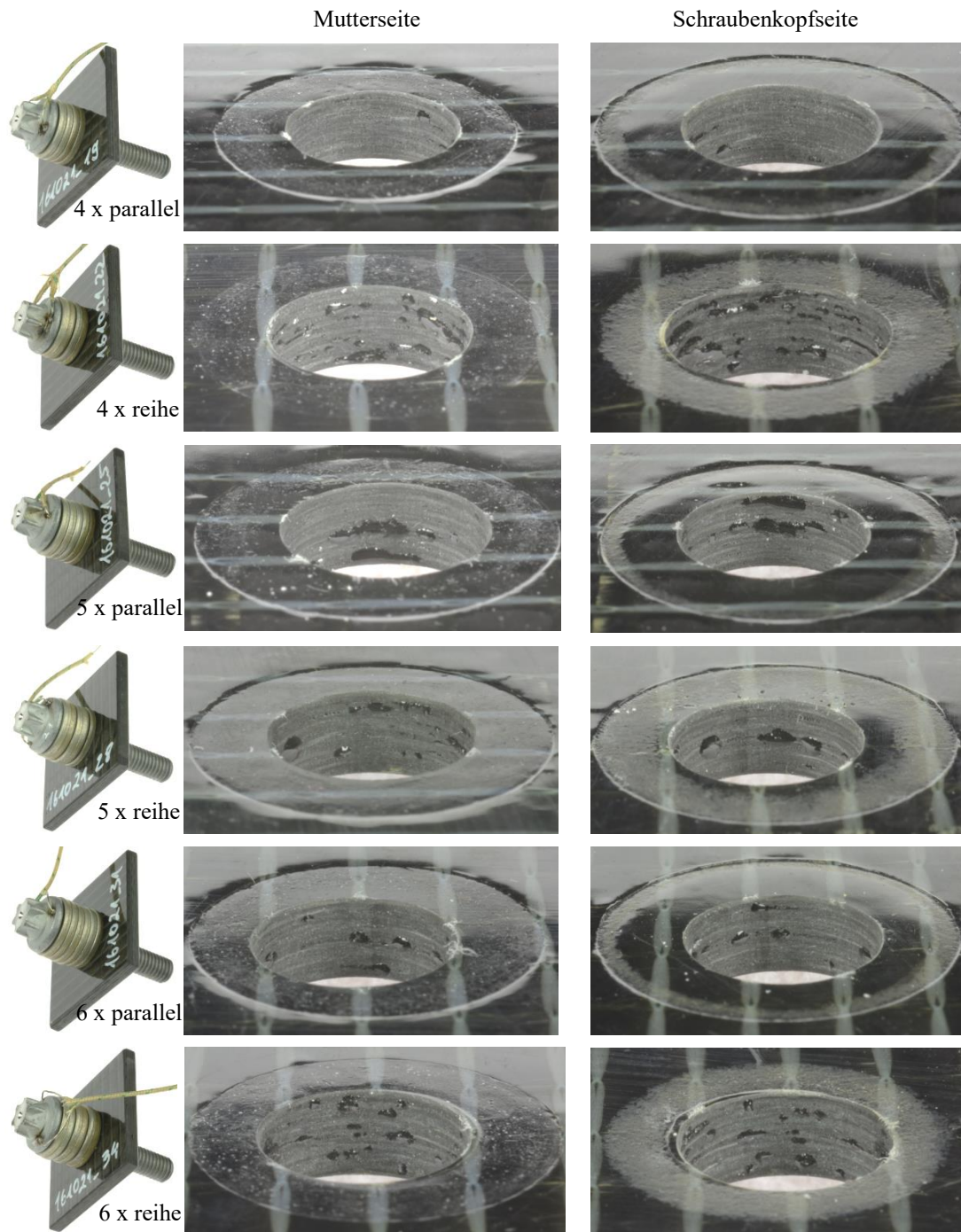


Bild 61: Abdrücke der Spannscheibe auf der Laminatoberfläche (4 bis 6 Spannscheiben)

Auffallend ist, dass die parallel gestapelten Spannscheiben durchgängig nicht bis zur Blockkraft belastet wurden und somit nicht vollflächig auf dem Laminat aufgelegt sind. Das ist nachvollziehbar, da sich die Steifigkeit des Spannscheibenstapels mit der Anzahl der Spannscheiben erhöht. Die durch die geringere Auflagefläche resultierende hohe Kontaktflächenpressung sorgt für einen höheren Vorspannkraftverlust als ohne Spannscheibe, obwohl die Verbindungsnachgiebigkeit höher ist.

In Reihe gestapelte Spannscheiben lagen mehrheitlich (5 von 6 Fällen) vollflächig auf dem Laminat auf (Blockkraft erreicht oder überschritten). Eine Ursache für das nicht reproduzierbare Verhalten ist die Streuung der Montagevorspannkraft, welche aufgrund der Reibung zwischen den Spannscheiben noch stärker streut. Bild 59 Diagramm unten zeigt eine Auswertung der elastischen Montageverlängerung der Schrauben der jeweiligen Versuchskonfiguration, welche das belegt. Die Streuung der elastischen Montageverlängerung ist bei Verbindungen mit Spannscheibe größer als ohne Spannscheibe. Der Betrag der Streuung ist jedoch nicht direkt proportional zur Anzahl der Spannscheiben. Erst bei fünf und sechs gestapelten Spannscheiben ist eine deutliche Erhöhung der Streuung ersichtlich. Das kann mit der großen Anzahl an Reibkontakten und deren zufälligen Kontaktbedingungen erklärt werden.

Spannscheiben stellen bei der richtigen Anwendung eine Möglichkeit dar, die Vorspannkraftrelaxation von Schraubenverbindungen mit CFK deutlich zu verringern. Nachteilig für die praktische Anwendung sind jedoch folgende Punkte:

- Aufwendige Auslegung, welche idealerweise experimentelle Untersuchungen und die Herstellung spezifischer Spannscheiben erfordert.
- Die Verwendung von genormten Spannscheiben erzeugt Kantenpressung auf dem Laminat, welche grundsätzlich vermieden werden sollte. Eine Herstellung spezifischer Spannscheiben mit schädigungsarmer Lasteinleitung in das Laminat ist sinnvoll.
- Fehleranfälligkeit bei der Montage und Qualitätssicherung. Einzelne Spannscheiben können vergessen werden.
- Es ist zusätzlicher Bauraum nötig und die Komplexität/Teileanzahl nimmt zu.

Aus den genannten Gründen sind für die praktische Anwendung Maßnahmen zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation wünschenswert, welche die Auslegung, die Montage und die Qualitätssicherung der Schraubenverbindungen möglichst wenig beeinflussen. Im folgenden Kapitel werden zwei Maßnahmen vorgestellt, auf welche das zumindest teilweise zutrifft.

### **8.3 Montageseitige Maßnahmen**

Die zugrundeliegenden Ideen der folgend beschriebenen montageseitigen Maßnahmen zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation basieren darauf, das CFK-Bauteil im erwärmten und damit erweichten Zustand zu verschrauben (folgend als Warmverschraubung bezeichnet) bzw. mechanisch zu belasten, folgend als Warmvorpressen oder „vorgepresst“ bezeichnet, und dadurch das Vorspannkraftrelaxationsverhalten der Verbindung positiv zu beeinflussen. In den folgenden Unterkapiteln werden die Verfahren beschrieben und Ergebnisse aus Vorspannkraftrelaxationsmessungen diskutiert.

### 8.3.1 Vorgehensweise der Warmverschraubung und des Warmvorprensens

Die Warmverschraubung sowie das Warmvorpresen wird mit den in dieser Arbeit standardmäßig verwendeten Prüfkörpern nach Bild 17 sowie der grundsätzlichen Vorgehensweise nach Kapitel 4.2 untersucht. Alle Versuche wurden am Laminat „Quasi 1“ durchgeführt, um die Versuchsparameter zu reduzieren und da dieses Laminat in Bezug auf den Faservolumengehalt am repräsentativsten für die praktische Anwendung ist. Folgend wird näher auf die Besonderheiten der Versuchsdurchführung eingegangen. Bild 62 zeigt dazu die Versuchsaufbauten der beiden Verfahren Warmverschraubung und Warmvorpresen.

Versuchsaufbau „Warmverschraubung“

Versuchsaufbau „Warmvorpresen“

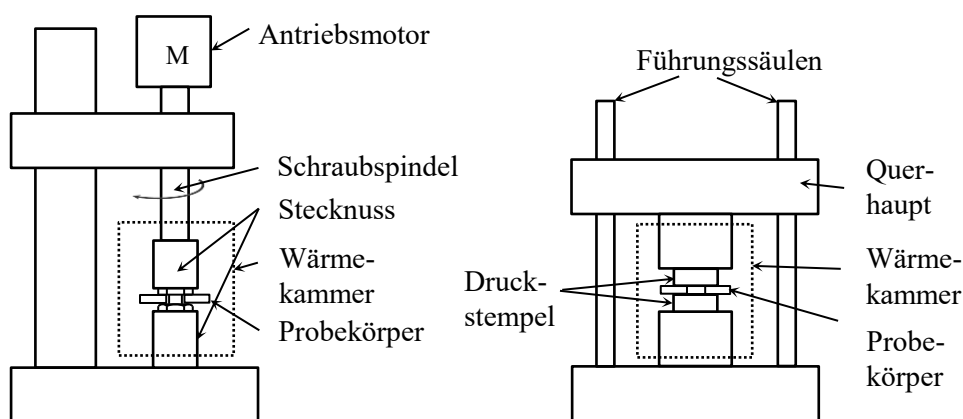


Bild 62: Versuchsaufbau Warmverschraubung und Warmvorpresen

#### 8.3.1.1 Warmvorpresen

Beim Warmvorpresen wird ein CFK-Prüfkörper lokal im Auflagebereich der Schraube bei erhöhter Temperatur und einer definierten Kontaktpressung gepresst. Temperatur als auch Querdruckbelastung wurden in Rahmen der Untersuchungen variiert. Bild 62 rechts zeigt den prinzipiellen Versuchsaufbau, welcher grundsätzlich aus einer Universalprüfmaschine, Druckstempeln und einer Temperaturkammer besteht. Die anschließende Verschraubung und Messung der Vorspannkraftrelaxation erfolgte auf gewöhnliche Weise bei Raumtemperatur und wie in Kapitel 4.1 beschrieben. Die Druckstempel wurden aus dem Werkstoff 100Cr6 gefertigt und der Außendurchmesser so gewählt, dass die Schrauben- bzw. Mutterauflagefläche komplett im vorgepressten Bereich liegt. Eine Skizze und ein Foto des Druckstempels sind in Bild 63 zu sehen.

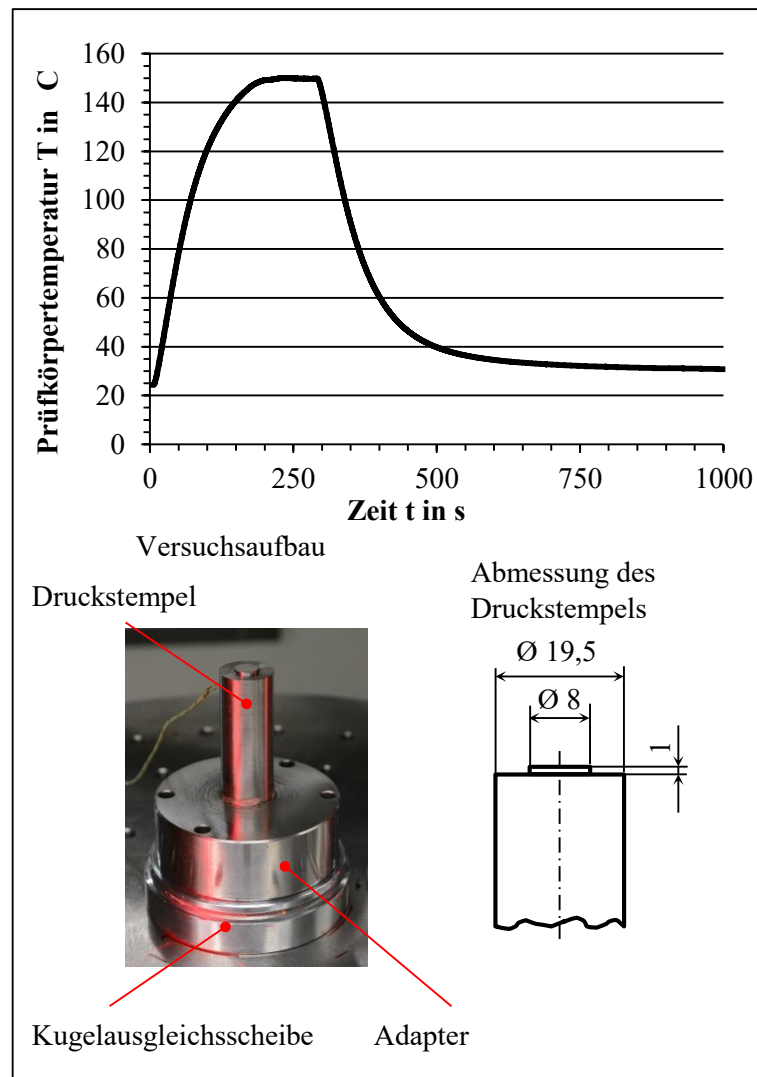


Bild 63: Versuchsaufbau, Druckstempel und exemplarischer Temperaturverlauf bei dem Warmvorpressen

Um Winkelfehler zwischen Druckstempel und CFK-Prüfkörper zu korrigieren, wurde eine Kugelausgleichsscheibe unter dem unteren Druckstempel platziert. Damit konnte eine inhomogene Verteilung der Kontaktflächenpressung vermieden werden. Erwärmt wurde der Versuchsaufbau in einer mit Heißluft betriebenen Wärmekammer. Mit einem Thermolement Typ K wurde die Temperatur des CFK-Prüfkörpers kontrolliert. Der detaillierte Prozess des Warmvorpressens war folgender:

- 1.) CFK-Prüfkörper zwischen den Druckstempeln positionieren und eine Vorkraft von 200 N anfahren. Die Vorkraft sorgt für eine Ausrichtung der Komponenten im Kraftfluss durch die Kugelausgleichsscheibe.
- 2.) Aufheizen der Komponenten auf 150 °C. Es wurde eine Temperatur über dem Glasübergangstemperaturbereich  $T_g$  gewählt, um eine maximal mögliche Erweichung zu erzeugen. Untersuchungen der Warmverschraubung zeigen, dass sich eine maximale Verbesserung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens

einstellt, wenn eine Temperatur über dem Glasübergangstemperaturbereich  $T_g$  gewählt wird (siehe Kapitel 8.3.5). Ein Temperatur-Zeit-Profil eines gesamten Vorpress-Prozesses ist in Bild 63 oben dargestellt.

- 3.) Zügige Druckbelastung mit der gewählten Vorpresskraft.
- 4.) Halten der Vorpresskraft für 30 s. Im Rahmen der Untersuchungen wurde eine mittlere Kontaktflächenpressung zwischen Druckstempel und CFK-Prüfkörper von 100 MPa bis 400 MPa untersucht.
- 5.) Abkühlen der Komponenten mit Kaltluft auf Raumtemperatur unter Aufrechterhaltung der Vorpresskraft.
- 6.) Entlastung

Das Warmvorpressen hat den Nachteil, dass es aufgrund der zusätzlichen Fertigungsschritte bei der Verschraubung die Fertigungszeit erhöht. Mit der im folgenden Kapitel beschriebenen Warmverschraubung lässt sich diese mechanische und thermische Vorbehandlung in den Schraubmontageprozess integrieren.

#### 8.3.1.2 Warmverschraubung

Folgend wird der Versuchsablauf der Warmverschraubung erläutert:

- 1.) Die Prüfkörper bestehend aus Schraube, Mutter und Klemmteil wurden im Ultraschallreiniger in Aceton gereinigt und vormontiert. Vormontiert heißt, dass der CFK-Prüfkörper auf die Schraube aufgefädelt wurde und die Mutter bis zur losen Anlage auf den CFK-Prüfkörper auf die Schraube gedreht wurde.
- 2.) Messung der Ausgangslänge und der Temperatur der Schraube. Die Komponenten wurden vor der Messung zur Temperaturhomogenisierung mindestens 30 min im Messraum ausgelagert.
- 3.) Der Prüfkörper wurde mit der Mutter in der Schraubstation (siehe Bild 19 und Bild 62 links) fixiert und in der heißluftbetriebenen Temperaturkammer auf die Verschraubungstemperatur erhitzt. Die Temperatur wurde an dem Prüfkörper mit einem Thermoelement Typ K gemessen. Auf eine Durchwärmung der Prüfkörper wurde geachtet. Die Verschraubungstemperatur wurde in den Untersuchungen variiert.
- 4.) Nachdem die gewünschte Verschraubungstemperatur erreicht war, wurde der Deckel der Wärmekammer entfernt und der Steckschlüssel-Einsatz durch das vertikal verstellbare Hubsystem der Schraubstation auf den Kraftangriff der Schraube aufgesetzt. Mit möglichst geringem Zeitverzug erfolgte die Montage der Schraube. Im Fall der Warmverschraubung konnte keine händische Montage der Schraube auf eine definierte elastische Verlängerung erfolgen, weshalb das drehmomentgesteuerte Montageverfahren mit einem Montagedrehmoment  $M_d = 18 \text{ Nm}$  und einer Montagedrehzahl  $n = 5 \frac{1}{\text{min}}$  gewählt wurde.



- 5.) Der Prüfkörper wurde aus der Wärmekammer entnommen und mit Druckluft abgekühlt. Darauf folgte eine Homogenisierungsphase im Messraum zur Temperaturangleichung an die Raumtemperatur.
- 6.) Nach dieser Temperaturhomogenisierungsphase wurde die Länge der verspannten Probe bei der jeweiligen Temperatur gemessen. Die sich ergebende Längenänderung wurde als Maß für die Schraubenvorspannung zum Zeitpunkt  $t = 0$  verwendet.
- 7.) Anschließend folgten Auslagerungsprozesse bei der jeweiligen Versuchstemperatur. Nach definierten Zeitpunkten wurden die Prüfkörper entnommen und nach der bereits beschriebenen Homogenisierungsphase vermessen.
- 8.) Nach der gewünschten Gesamtauslagerungszeit  $t$  wurde die Verbindung gelöst und eine eventuelle plastische Dehnung der Schraube dokumentiert.

Die Montagevorspannung kann bei der Warmverschraubung prinzipbedingt erst nach der Abkühlung des Prüfkörpers bestimmt werden. Während dieser Zeit treten Setzkraftverluste auf, welche in Ihrer Ausprägung unbekannt sind und folglich nicht berücksichtigt werden können. Zudem ist eine temperaturabhängige Änderung des Unterkopfreibungskoeffizienten aufgrund des temperaturabhängigen Materialverhaltens des Epoxidharzes zu erwarten. Beide Effekte könnten dazu führen, dass die Vergleichbarkeit der Warmverschraubung mit der konventionellen Verschraubung bei Raumtemperatur nicht gegeben ist, da die Montagevorspannung stark unterschiedlich ist. Im Folgekapitel wird aus diesem Grund die Montagevorspannung der Warmverschraubung näher untersucht.

### 8.3.2 Montagevorspannung bei der Warmverschraubung

Eine veränderte Verschraubungstemperatur könnte einen Einfluss auf die Unterkopfreibung zwischen Schraube und Laminat haben. Für die drehmomentgesteuerte Schraubmontage bedeutet dies, dass die erzeugte Montagevorspannung konventionell verschraubter Proben und warm verschraubter Proben stark unterschiedlichen sein kann. Ein direkter Vergleich des Vorspannkraftverhaltens wäre dann nicht mehr sinnvoll, da die Montagevorspannung einen Einfluss auf das zeitliche Vorspannkraftverhalten bei CFK-Schraubenverbindungen hat.

Der Einfluss der Warmverschraubung bei  $150\text{ C}^\circ$  auf die elastische Schraubenverlängerung und damit die Montagevorspannung, wurde untersucht. Jeweils zehn Prüfkörper wurden konventionell bei Raumtemperatur und bei  $150\text{ C}^\circ$  (Warmverschraubung) mit dem Montagedrehmoment  $M_d = 18\text{ Nm}$  verschraubt und nach Abkühlung auf Raumtemperatur die elastische Schraubenverlängerung mit dem Messtaster gemessen (Bild 64).



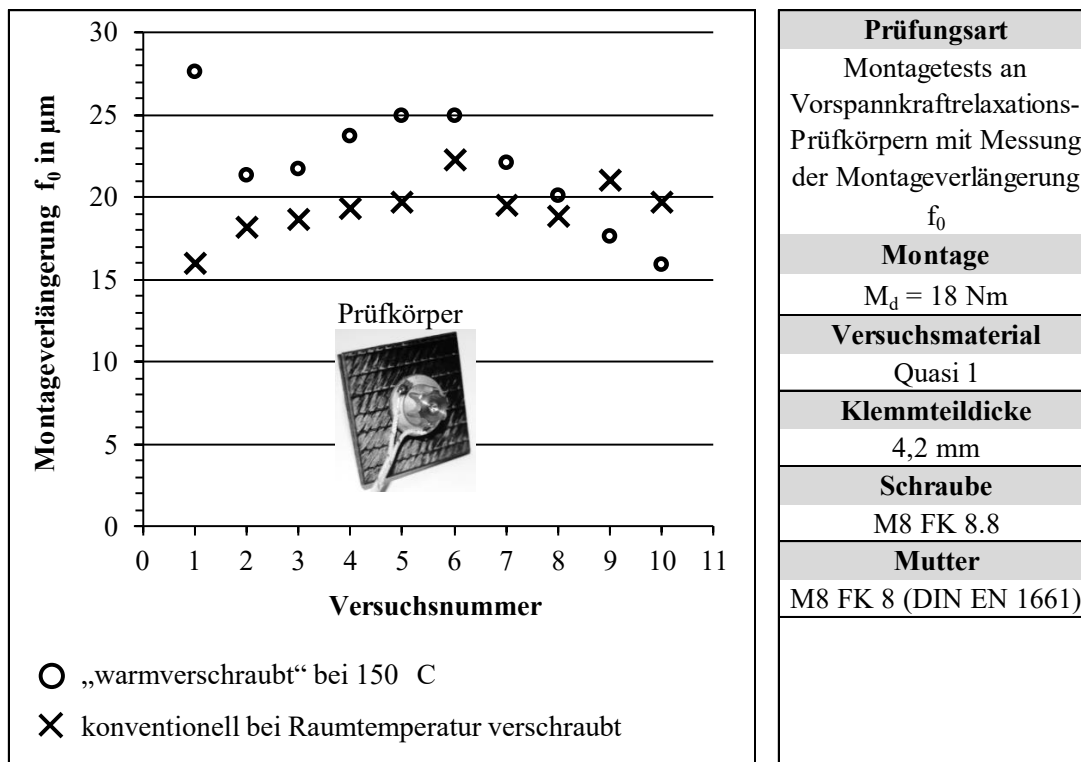


Bild 64: Montageverlängerung im Vergleich bei konventioneller und Warmverschraubung

Im Fall der Warmverschraubung ergibt sich eine mittlere Montageverlängerung von  $f_0 = 22,01 \mu\text{m} \pm 3,35 \mu\text{m}$  (Standardabweichung). Bei der konventionellen Verschraubung eine mittlere Montageverlängerung von  $f_0 = 19,37 \mu\text{m} \pm 1,58 \mu\text{m}$  (Standardabweichung). Warmverschraubte Prüfkörper weisen eine um etwa 15 % höhere Montageverlängerung auf, als konventionell bei Raumtemperatur verschraubte. Zudem ist die Streuung etwa doppelt so groß. Die Unterkopfreibung bei einer Warmverschraubung ist somit reduziert und unterliegt einer höheren Streuung.

Es lässt sich zusammenfassen, dass die Reibungsveränderung bei der Warmverschraubung zu keiner starken Veränderung der Montagevorspannung führt. Ein Vergleich des Vorspannkraftverhaltens mit bei Raumtemperatur verschraubten Proben ist damit zulässig. In den folgenden Kapiteln wird nun näher auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von warmvorgepressten und warmverschraubten Prüfkörpern eingegangen. Alle Proben wurden mit dem Montagedrehmoment  $M_d = 18 \text{ Nm}$  montiert.

### 8.3.3 Einfluss der Pressung bei dem Warmvorpresen sowie Vergleich mit konventioneller Verschraubung und Warmverschraubung

Bild 65 zeigt einen Vergleich des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens zwischen konventionell verschraubten, warmverschraubten und warmvorgepressten Proben.

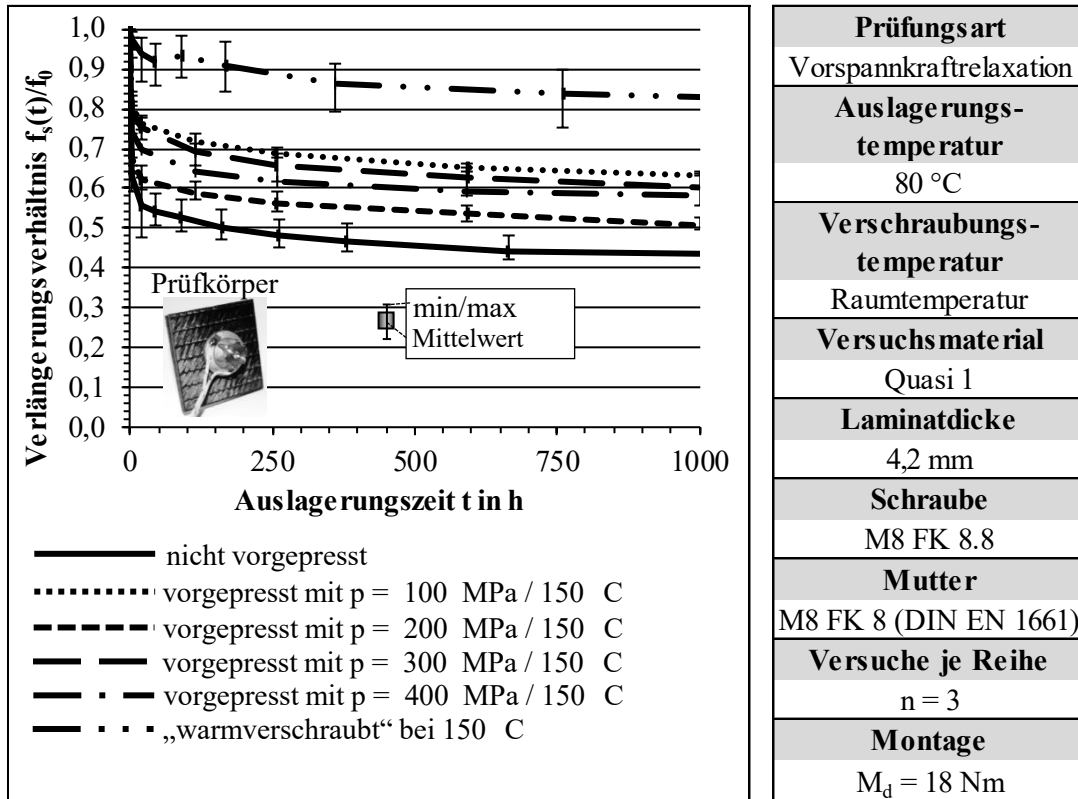


Bild 65: Vergleich des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von Warmverschraubung, Warmvorpresen und konventioneller Verschraubung

Die im Vorpresprozess eingestellte mittlere Kontaktflächenpressung  $p$  unter dem Druckstempel wurde zwischen 100 MPa und 400 MPa variiert. In den bereits gezeigten Untersuchungen zum Querdruckverhalten wurden ab 400 MPa Beschädigungen an dem Laminat erkannt, weshalb dieser Wert als obere Grenze für das Warmvorpresen gewählt wurde. Wie bereits beschrieben, wurde bei dem Warmvorpresen eine Temperatur von 150 °C eingestellt.

Es lässt sich erkennen, dass der Verlauf der zeitlichen Schraubenvorspannung bei allen untersuchten Proben grundsätzlich ähnlich ist und zwar exponentiell abfällt. Sowohl Warmverschraubung als auch Warmvorpresen verringern die Vorspannkraftrelaxation insbesondere in den ersten Stunden der Auslagerung. Mit steigender Auslagerungszeit nähern sich die Relaxationsraten aneinander an. Konventionell verschraubte Verbindungen relaxieren am stärksten. Die Montagevorspannung ist nach 1000 h Auslagerung bei 80 °C im Mittel aus drei Proben um 56 % abgefallen. Eine Warmverschraubung bei einer Verschraubungstemperatur von 150 °C verringert die

Vorspannkraftrelaxation deutlich. Die Montagevorspannung ist nach 1000 h um 16 % reduziert. Diese deutliche Verringerung lässt sich damit erklären, dass sich die Fügepartner während dem Montageprozess ideal aneinander anpassen können und plastische Verformungen an dem CFK direkt durch die Montage kompensiert werden. Bei der folgenden Warmauslagerung treten nur geringe Anpassungen und plastische Verformungen durch die thermisch induzierte Vorspannkrafterhöhung ein, was einen geringen Verlust der Vorspannung erklärt. Bei konventionellen und warmverschraubten Proben treten diese Anpassungen zur Last der Schraubenvorspannung erst nach der Schraubmontage ein.

Die Vorspannkraftrelaxation warmvorgepresster Proben ist zwischen der Warmverschraubung und der konventionellen Verschraubung einzuordnen. Das kann damit erklärt werden, dass bei dem Warmvorpresen zwar Oberflächenanpassungen an dem CFK stattfinden, aber nicht die ideale Anpassung an den Schraubenkopf wie bei der Warmverschraubung. Unter Beachtung der Streuung der Ergebnisse ist keine deutliche Verringerung der Vorspannkraftrelaxation mit steigender Kontaktflächenpressung bei dem Vorpressvorgang erkennbar. Gegenteilig zeigt sich tendenziell, dass die geringste Kontaktflächenpressung (100 MPa) die geringste Vorspannkraftrelaxation erzielte. Das Verhalten ist jedoch nicht eindeutig, da eine Kontaktflächenpressung von 200 MPa die größte Vorspannkraftrelaxation der warmvorgepressten Proben bewirkt und die höheren Pressungen (300 MPa und 400 MPa) wieder geringere. Die Ergebnisse ermöglichen den Rückschluss, dass zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation mit dem Warmvorpresen eine relativ geringe Kontaktflächenpressung von 100 MPa ausreichend ist. Alle weiteren in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen dieses Verfahrens wurden mit dieser Kontaktflächenpressung unternommen.

Bild 66 zeigt die prozentuale plastische Verformung der CFK-Prüfkörper im warmvorgepressten Werkstoffbereich in Abhängigkeit der Kontaktflächenpressung.

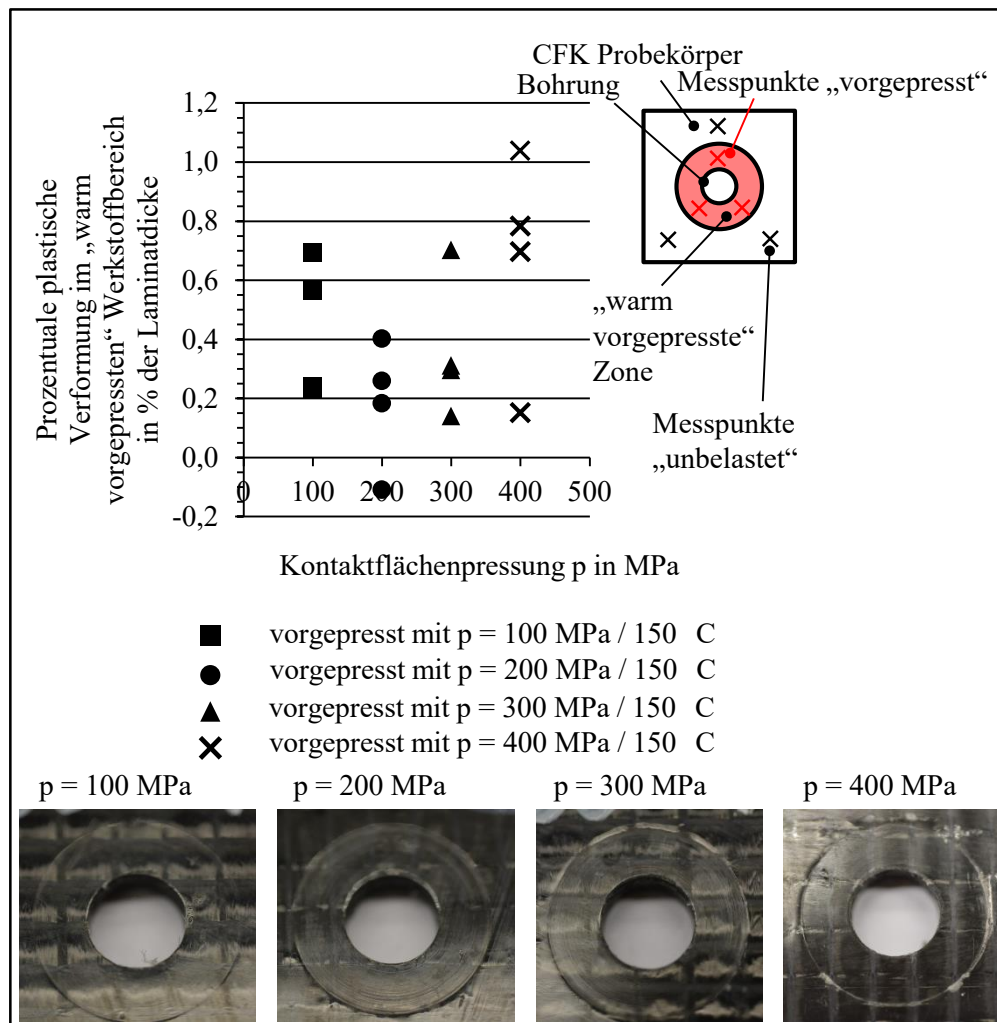


Bild 66: Plastische Verformung im warmvorgepressten Werkstoffbereich

Diese wurde mit einer Mikrometerschraube an den in Bild 66 eingezeichneten Positionen je Pressungsniveau an vier Prüfkörpern gemessen. Es lässt sich zusammenfassen, dass selbst bei einer Kontaktflächenpressung von 400 MPa eine plastische Verformung von lediglich etwa 1 % erzeugt wird. Tendenziell lässt sich ein Anstieg mit steigender Kontaktflächenpressung erkennen. Aufgrund der geringen Messgröße streuen die Messwerte jedoch stark und Ausreißer sind erkennbar. Bild 66 unten zeigt die Laminatoberfläche im vorgepressten Werkstoffbereich für die unterschiedlichen Kontaktflächenpressungen. Mit zunehmender Pressung sind vermehrt wallartige Aufwürfe im Bereich der Stempelkante am Laminat erkennbar. Ursächlich dafür sind Ablösungen der ersten Faserschicht im Bereich der Kantenpressung durch den Druckstempel (Bild 67).

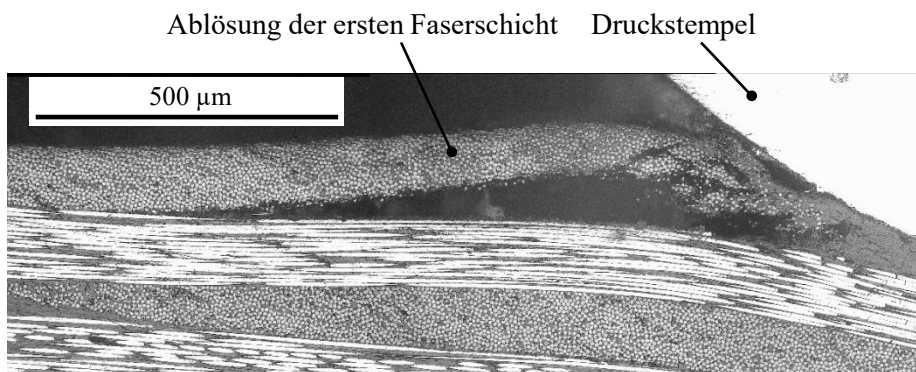


Bild 67: Ablösungen durch zu hohe Kantenpressung

Die Untersuchungen in diesem Kapitel zeigen, dass sich sowohl mit dem Warmvorpresse als auch mit der Warmverschraubung eine deutliche Verringerung der Vorspannkraftrelaxation erzielen lässt. Der Effekt der Warmverschraubung ist größer, da in diesem Prozess eine ideale Oberflächenanpassung zwischen Fügelementen und Klemmteil entsteht. Das Warmvorpresse führt selbst mit hohen Kontaktflächenpressungen zu keiner merklichen plastischen Verformung im geklemmten Werkstoffbereich. Eine lokale Steigerung des Faservolumengehaltes tritt somit nicht auf. Bei warmverschraubten und warmvorgepressten Laminaten ist somit noch ein vergleichbarer Anteil an kriechanfälliges Epoxidharz im Klemmverband vorhanden, wie bei konventionellen Verschraubungen. Auffallend sind Laminatschäden, hervorgerufen durch die Kantenpressung des Druckstempels, welche mit steigender Pressung zunehmen. Diese entstehen durch ein Knickversagen und Delamination/Ablösung der ersten Faserschicht im Bereich der Kante des Druckstempels. Wie sich gezeigt hat, sind hinsichtlich der Vorspannkraftrelaxation keine hohen Pressungen nötig, weshalb die Schädigungen durch geringere Presskräfte vermieden werden können. Zusätzlich kann eine Steifigkeitsoptimierung der Druckstempel derartige Schäden vermeiden.

Das Vorspannkraftrelaxationsverhalten warmverschraubter und warmvorgepresster Prüfkörper wurde bis zu einer Auslagerungszeit von 1000 h untersucht. Es stellt sich damit die Frage, ob sich auch eine langfristige Verbesserung des Vorspannkraftverhaltens zeigt. Diese Frage wird im folgenden Kapitel beantwortet.

#### **8.3.4 Langzeitiges Vorspannkraftrelaxationsverhalten warmverschraubter Prüfkörper**

Dass der positive Effekt einer Warmverschraubung auch langfristig erhalten bleibt, zeigt eine Langzeitauslagerung von Vorspannkraftrelaxationsprüfkörpern bei 80 °C über 10000 h (Bild 68).

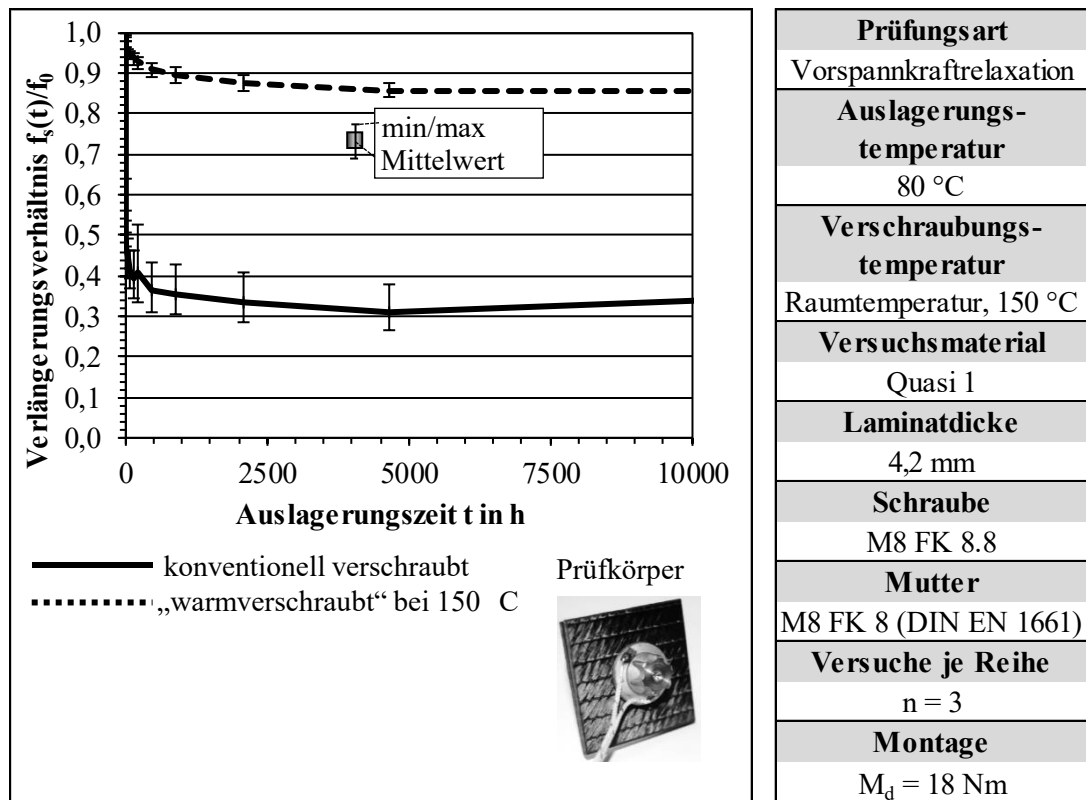


Bild 68: Langzeitverhalten warmverschraubter Prüfkörper

Die warmverschraubten Prüfkörper haben nach 10000 h noch 86 % ihrer Montagevorspannung, wohingegen die konventionell verschraubten lediglich 34 % aufweisen. Zudem zeigt sich wiederholt, dass die Warmverschraubung insbesondere den starken Verlust der Vorspannung in den ersten Stunden der Auslagerung reduziert. Die folgende Relaxationsrate ist vergleichbar.

Der Kurvenverlauf der konventionell verschraubten Proben zeigt im Mittel einen Anstieg der Schraubenvorspannung zwischen etwa 4500 h und 10000 h. Als Ursache werden, wie bereits in Kapitel 7.3 vermutet, Quelldehnungen des Epoxidharzes vermutet, welches Feuchtigkeit aus der Umgebungsluft aufnimmt und somit die Schraube zusätzlich vorspannt.

Die Untersuchungen in den vorherigen Kapiteln wurden sowohl bei der Warmverschraubung als auch bei dem Warmvorpressen mit einer Temperatur über dem Glasübergangstemperaturbereich durchgeführt, um eine maximale Erweichung des Epoxidharzes und damit eine maximale Oberflächenanpassung zu erzielen. In dem folgenden Kapitel wird untersucht, welchen Einfluss die Verschraubungstemperatur der Warmverschraubung auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten der Prüfkörperverschraubungen hat.

### 8.3.5 Einfluss der Warmverschraubungstemperatur

Einen deutlichen Einfluss auf das Montageverhalten hat die Verschraubungstemperatur. Bild 69 zeigt Ergebnisse von Vorspannkraftrelaxationsversuchen mit Warmverschraubungstemperaturen zwischen 60 °C und 150 °C. Es wurde eine Temperatur in der Nähe des Glasübergangstemperaturbereiches  $T_g$  gewählt (120 °C), eine deutlich darüber (150 °C) so zwei deutlich darunter (90 °C, 120 °C).

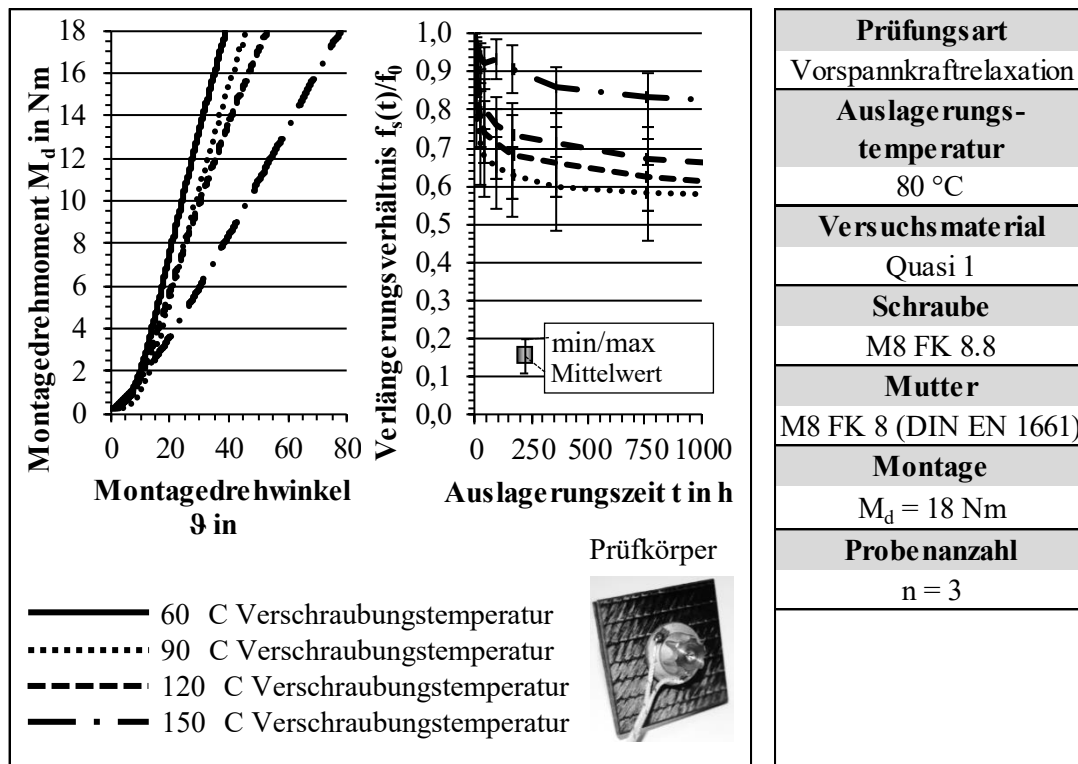


Bild 69: Einfluss der Warmverschraubungstemperatur

In Bild 69 links ist das Montagedrehmoment  $M_d$  über dem Montagedrehwinkel  $\vartheta$  in Abhängigkeit der Warmverschraubungstemperatur aufgetragen. Mit steigender Verschraubungstemperatur ist eine zunehmende Erweichung der CFK-Prüfkörper am steigenden Montagedrehwinkel  $\vartheta$  zu erkennen. Zwischen den Temperaturen 120 °C und 150 °C nimmt diese Änderung überproportional zu, was sich mit der starken Erweichung der Matrix im Bereich des Glasübergangstemperaturbereiches  $T_g$  erklären lässt. Der Montagedrehwinkel  $\vartheta$  bei 150 °C hat sich im Vergleich zur Montage bei 120 °C um etwa 50 % erhöht.

Mit steigender Warmverschraubungstemperatur verringert sich auch die Vorspannkraftrelaxation (Bild 69 rechts). Besonders deutlich zeigt sich der Effekt in den ersten Stunden der Auslagerung. Nach einer Stunde bei Auslagerung bei 80 °C sind bei einer Warmverschraubung bei 150 °C noch 97 % der Montagevorspannung vorhanden. Bei

60 °C Warmverschraubungstemperatur nur noch 86 %. Tabelle 6 gibt einen Überblick über die Zahlenwerte in den ersten Auslagerungsstunden.

Tabelle 6: Restvorspannung in den ersten Stunden der Auslagerung bei unterschiedlicher Warmverschraubungstemperatur

Verschraubungstemperatur in °C	Prozentuale Restvorspannung in % bei der jeweiligen Auslagerungszeit bei 80 °C		
	1 h	5 h	19 h
60	86	79	71
90	92	85	78
120	89	89	83
150	97	94	92

Um den Vorteil der Warmverschraubung maximal zu nutzen ist bei diesem Werkstoff somit eine Verschraubungstemperatur über dem Glasübergangstemperaturbereich  $T_g$  der Matrix anzustreben. Mit der Überschreitung des  $T_g$  wird eine maximale Erweichung und Oberflächenanpassung zwischen Laminat und Schraube erzielt. Die kurze Einwirkdauer der Temperatur bewirkt noch keine Beschädigung der Matrix. *Schürmann* [Sch86] beschreibt ein Verfahren zur Steigerung der Belastbarkeit von FKV-Bauteilen durch eine Kombination aus Erwärmung über den Glasübergangstemperatur  $T_g$  und gleichzeitiger mechanischer Belastung. Bei einer Prozesstemperatur knapp über dem  $T_g$  und wenn bestimmte Verzerrungskennwerte nicht überschritten werden, wurde ebenfalls kein negativer Einfluss in Form von Schädigungen erkannt.

Die Untersuchungen in Kapitel 8.3.3 zeigen, dass das Laminat durch das Warmvorpressen nur geringfügig plastisch verformt wird. Das wurde zum Anlass genommen, um auch den Einfluss der Warmverschraubung auf die Werkstoffmorphologie in der beanspruchten Zone näher zu untersuchen. Hierzu wurden sogenannte Dünnschnitte (Dicke 0,100 mm bis 0,200 mm) mit einem Trennschneider aus zuvor warmverschraubten Probekörpern herausgetrennt, welche einen direkten Vergleich zwischen unbelasteter Werkstoffzone und durch die Schraube belasteter Werkstoffzone in einem Auflichtmikroskop ermöglichten (Bild 70).



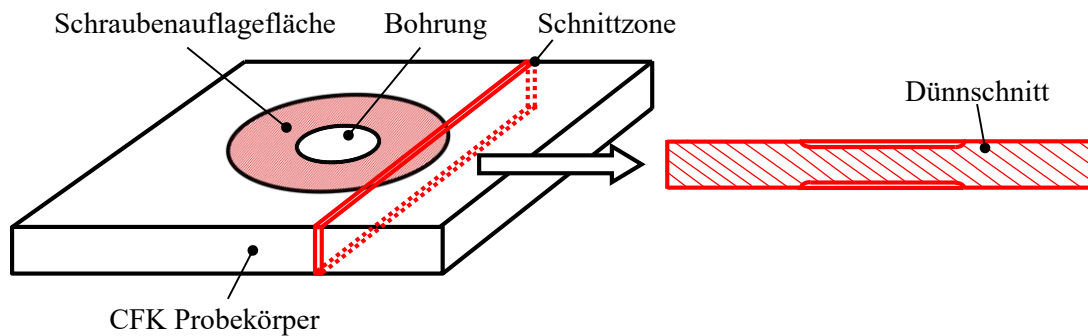


Bild 70: Dünnschnitte an CFK-Prüfkörpern

Es wurden Warmverschraubungen bei den Temperaturen 150 °C, 180 °C, 200 °C und 215 °C durchgeführt, um auch den Einfluss einer weit über den Glasübergangstemperaturbereich  $T_g$  hinaus angewendeten Verschraubungstemperatur zu untersuchen. Bild 71 zeigt einen Dünnschnitt bei einer Verschraubungstemperatur von 150 °C.

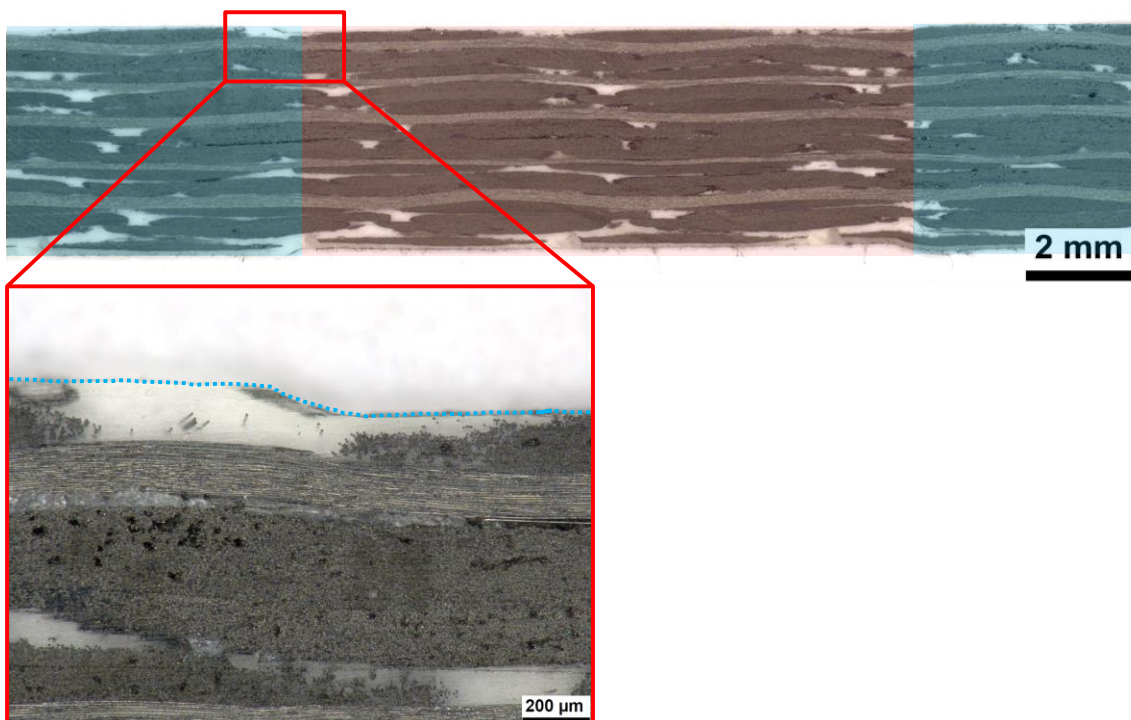


Bild 71: Mikroskop-Aufnahme (Querschnitt) einer bei 150 °C warmverschraubten Probe

Die Probe wurde orthogonal zur Faserrichtung der ersten Faserschicht in der Werkzeugform geschnitten. In der ersten Faserschicht sind somit die Querschnitte der Fasern erkennbar. Allgemein bilden sich die Fasern anthrazitfarbig ab. Epoxidharz ist transparent bzw. weiß in dem Querschnitt erkennbar. Bläulich transparent eingefärbt ist der nicht direkt unter der Pressung des Schraubenkopfes bzw. der Mutter stehende Werkstoffquerschnitt. Rötlich transparent eingefärbt der direkt unter Pressung stehende

Bereich. Vergrößert dargestellt ist eine Zone im Bereich der Auflage des Schraubenkopfes. In dieser Vergrößerung ist die Laminatoberfläche mit einer blauen Punktlinie hervorgehoben.

Deutlich erkennbar ist eine Kompression des Laminates im Bereich der Schraubenaufgabe, wodurch sich eine Stufe zum unbelasteten Werkstoffbereich ergibt (siehe vergrößerter Bereich in Bild 71). Die Laminatdicke  $t_{lam}$  wurde an vier Positionen in beiden Werkstoff-bereichen direkt an dem Mikroskop ausgemessen. Im unbelasteten Bereich beträgt sie  $4,167 \text{ mm} \pm 0,035 \text{ mm}$  (einfache Standardabweichung). Die Dicke im warmverschraubten Bereich“  $4,014 \text{ mm} \pm 0,044 \text{ mm}$ . In Folge ergibt sich eine mittlere plastische Verformung in der Fügezone von  $0,153 \text{ mm}$  (min:  $0,074 \text{ mm}$ ; max:  $0,231 \text{ mm}$ ). Das entspricht einer mittleren bleibenden Kompression des Laminates durch die Warmverschraubung von  $3,6 \%$  und einer mittleren Erhöhung des Faservolumengehaltes  $\varphi$  um  $\sim 2 \%$ .

Bild 72 zeigt das Ergebnis einer Warmverschraubung bei  $180 \text{ °C}$ , welche im Gegensatz zu Bild 71 parallel zur ersten Faserrichtung geschnitten wurde (Schnittrichtung parallel zur ersten Faserrichtung).

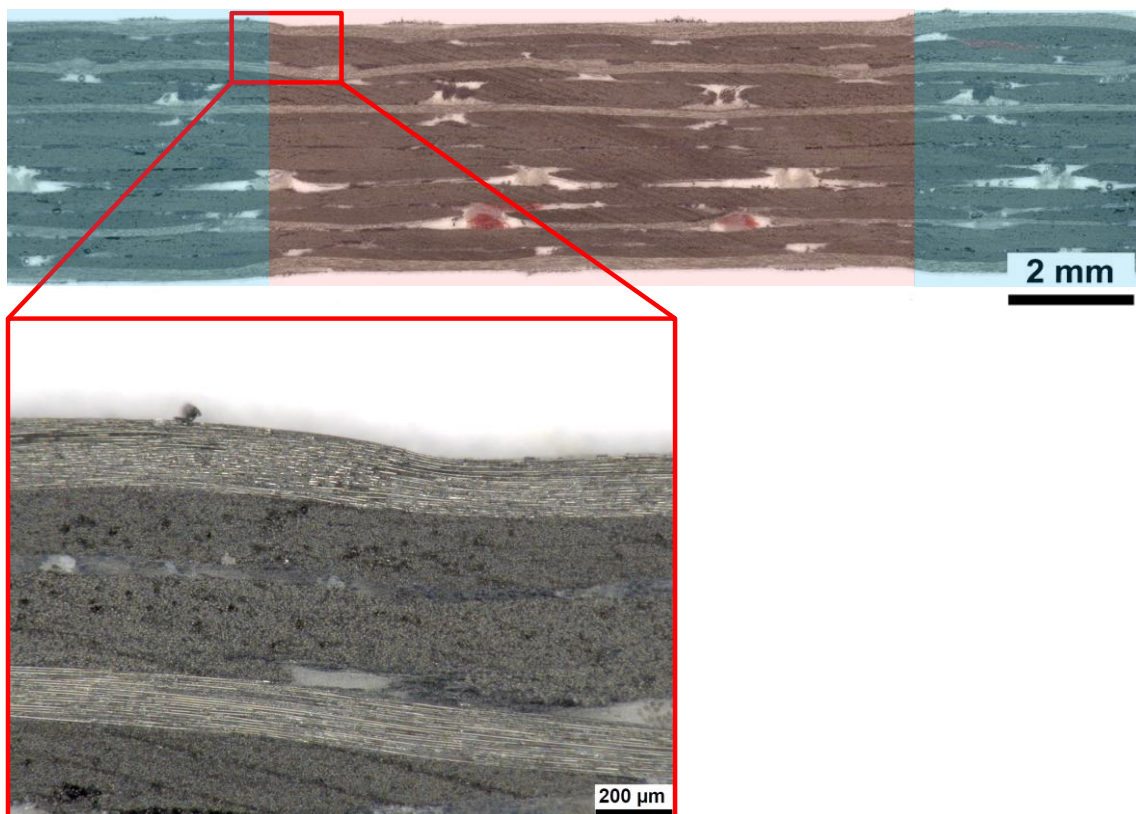


Bild 72: Mikroskop-Aufnahme (Querschnitt) einer bei  $180 \text{ °C}$  warmverschraubten Probe

In dem gepressten Bereich wurde eine mittlere plastische Verformung von 0,223 mm (min: 0,020 mm; max: 0,248 mm) gemessen, was 5,40 % der ursprünglichen Laminatdicke  $t_{Lam}$  entspricht.

Bild 73 zeigt das Dünnschnittbild einer Warmverschraubung bei 200 °C. Die plastische Verformung beträgt im Mittel 0,116 mm (min: 0,070 mm; max: 0,162 mm), was 2,69 % der ursprünglichen Laminatdicken entspricht.

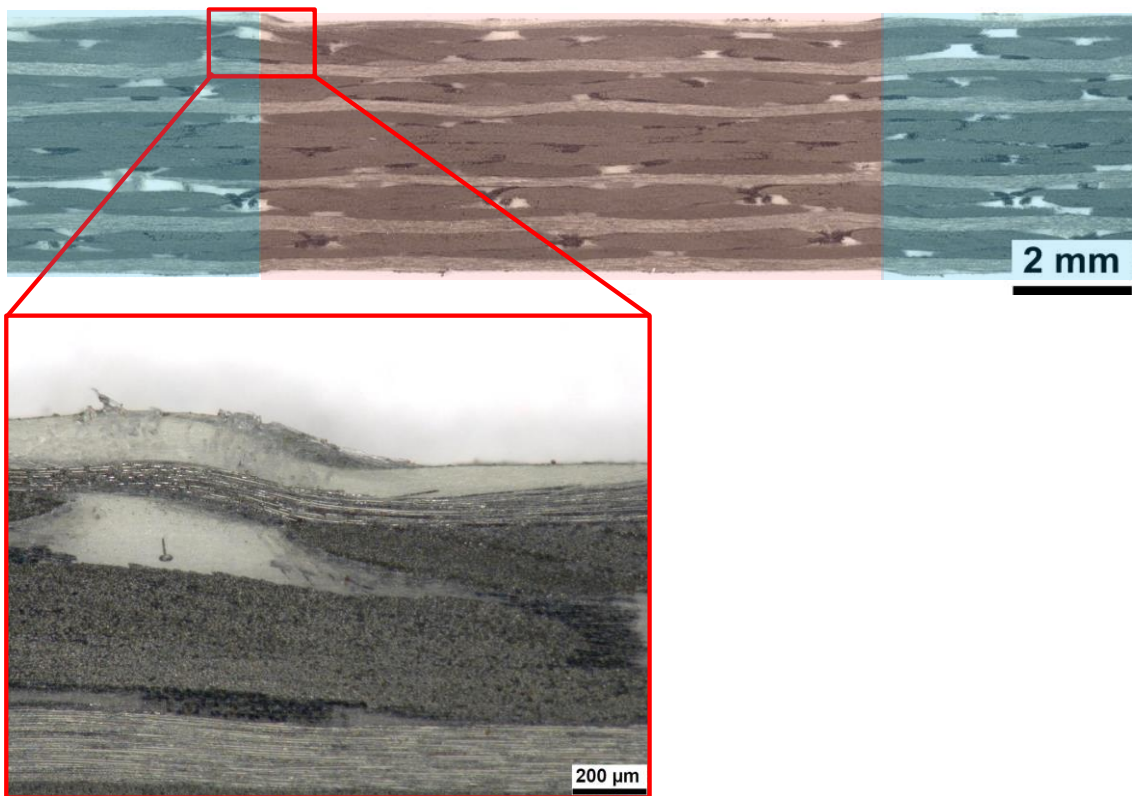


Bild 73: Mikroskop-Aufnahme einer bei 200 °C warmverschraubten Probe

Bild 74 zeigt die Ergebnisse bei einer Verschraubungstemperatur von 215 °C. Die plastische Verformung beträgt im Mittel 0,355 mm (min: 0,311 mm; max: 0,400 mm), was 8,46 % der ursprünglichen Laminatdicken entspricht.



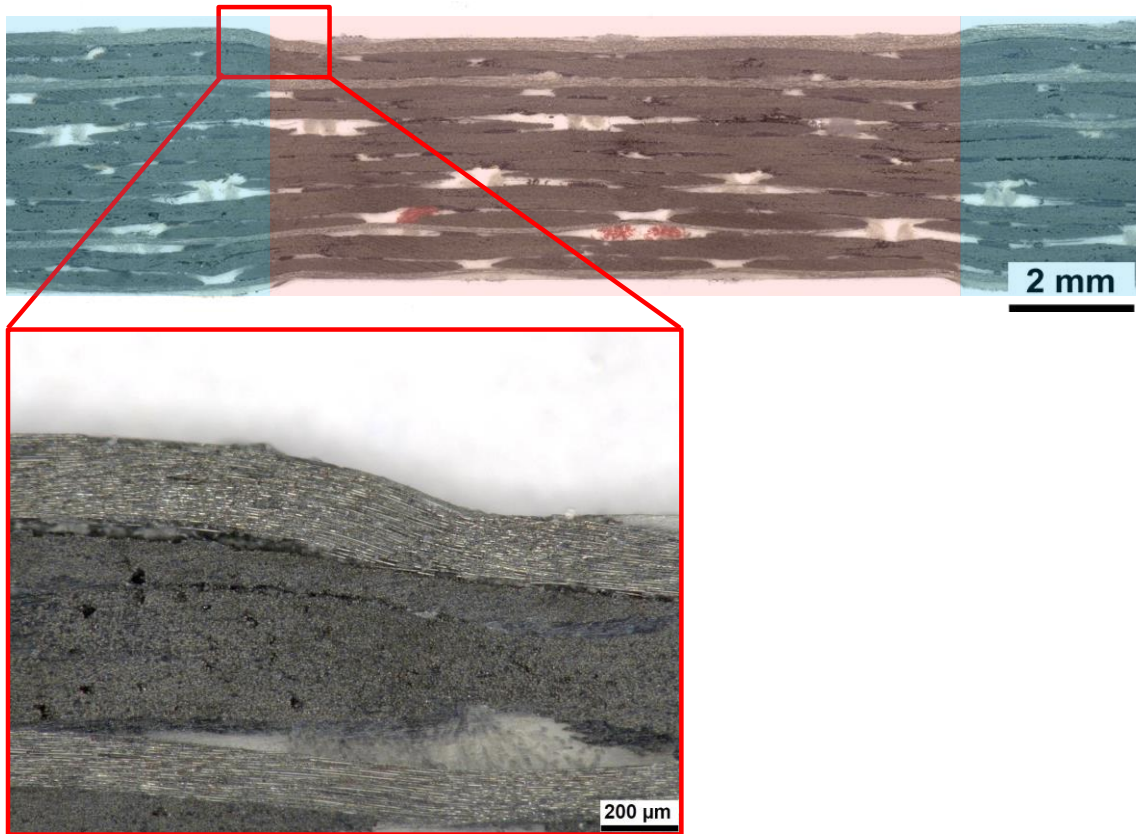


Bild 74: Mikroskop-Aufnahme (Querschnitt) einer bei 215 °C warmverschraubten Probe

Es lässt sich zusammenfassen, dass die plastische Verformung nach der Warmverschraubung größer ist als nach dem Warmvorpressen. Und dass, obwohl die mittlere Kontaktflächenpressung unter dem Schraubenkopf von ca. 120 MPa eher am unteren Bereich der bei dem Warmvorpressen geprüften Pressungen ist. Die Ergebnisse streuen jedoch auch bei der Warmverschraubung relativ stark und es ist davon auszugehen, dass die Messung der plastischen Verformung mit einer Mikrometerschraube bei dem Warmvorpressen zu größeren Messunsicherheiten führt als die direkte Messung an den Dünnschnitten der Warmverschraubungen. In Summe ist die plastische Verformung an dem Laminat bei beiden Verfahren unerwartet gering. Eine Vorwegnahme selbst dieses geringen „Verformungspotentials“ kann bei Schraubenverbindungen mit derart geringem Klemmlängenverhältnis, wie in dieser Arbeit untersucht, jedoch schon zu einem deutlich verbesserte Vorspannkraftrelaxationsverhalten führen.

Es stellt sich die Frage, ob beide Verfahren auch bei Schraubenverbindungen mit deutlich höherem Klemmlängenverhältnis vorteilhaft sind. In dem Folgekapitel wird das untersucht.

### 8.3.6 Einfluss des Klemmlängenverhältnisses und der Laminatdicke

Bild 75 zeigt den Einfluss einer Erhöhung der Klemmlänge mit Stahlhülsen auf die Vorspannkraftrelaxation. Die sich ergebenden Klemmlängenverhältnisse wurden bereits in Kapitel 8.2.1 genannt.

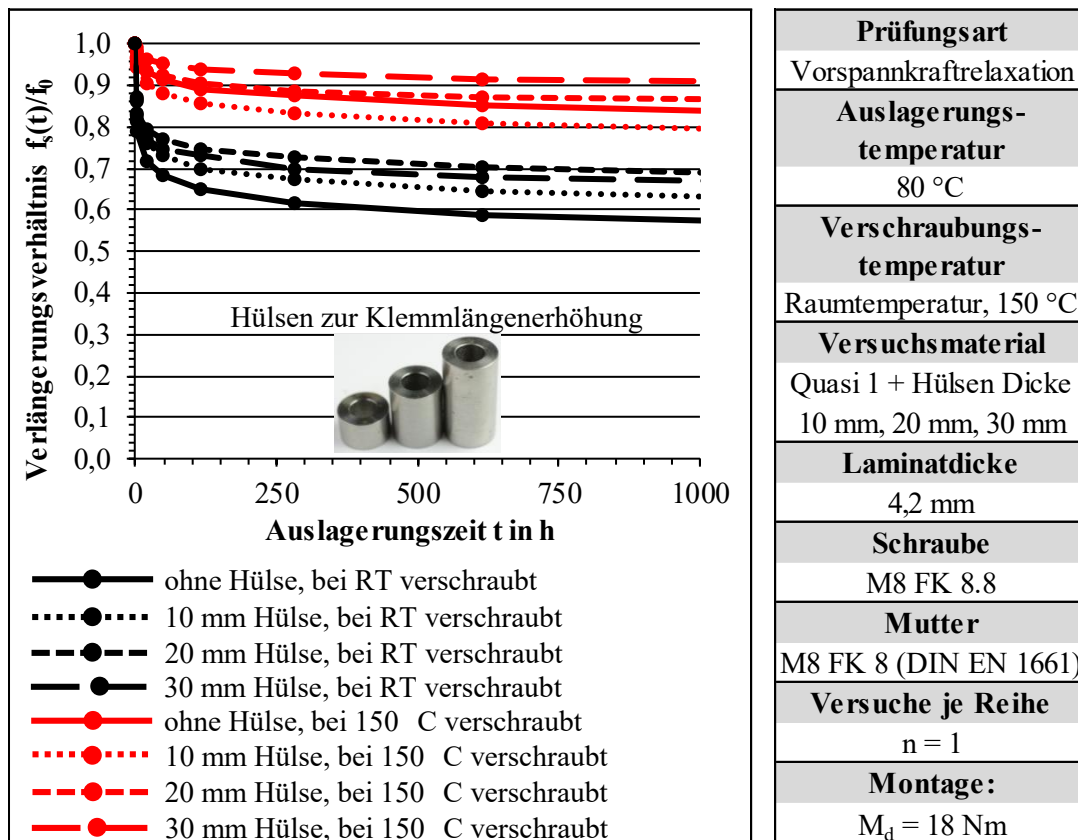


Bild 75: Einfluss einer Klemmlängenerhöhung auf die Warmverschraubung

Erwartungsgemäß zeigt sich die Tendenz, dass die Vorspannkraftrelaxation mit steigender Hüslenlänge reduziert wird. Das gilt sowohl für warmverschraubte, wie auch für konventionell verschraubte Verbindungen. Weiterhin zeigt sich, dass die Warmverschraubung auch bei Verbindungen mit um bis zu Faktor 8 größerem Klemmlängenverhältnis funktional ist. Die Funktion der Warmverschraubung ist somit kein Spezifikum der zuvor untersuchten Schraubenverbindungen mit sehr geringem Klemmlängenverhältnis. Die Kombination aus Warmverschraubung und 30 mm Hülse ermöglicht eine Restvorspannung von 90 % der Montagevorspannung nach einer Auslagerungszeit von 1000 h bei 80 °C. Das ist eine deutliche Verbesserung im Vergleich zu 56 % Restvorspannung ohne Hülse und bei Raumtemperatur verschraubt.

Die Erhöhung des Klemmlängenverhältnisses mit Stahlhülsen ändert den mitverspannten, kriechgefährdeten Werkstoffanteil nicht. Nun gilt es zu untersuchen, wie sich das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Warmverschraubungen verändert, wenn die Laminatdicke vergrößert wird. Wie bereits in Kapitel 7.4 gezeigt, ändert sich der

Schraubfall mit der Steigerung der Laminatdicken deutlich, da sich das unter Pressung stehende Werkstoffvolumen stark vergrößert und damit die Klemnteilnachgiebigkeit verändert wird. Bei konventionellen Verschraubungen bei Raumtemperatur hat sich in Kapitel 7.4 gezeigt, dass sich die Vorspannkraftrelaxation mit steigender Laminatdicke erhöht, obwohl das gesteigerte Klemmlängenverhältnis die Vorspannkraftrelaxation grundsätzlich verringert. Durch die Beanspruchung eines größeren, kriechfähigen Werkstoffvolumens wird der positive Effekt der Steigerung des Klemmlängenverhältnisses (vgl. Kapitel 8.2.1) somit überkompensiert. Folgend wird untersucht, ob das auch bei der Warmverschraubung zutrifft.

Die Herstellung von Laminaten mit größerer Laminatdicke konnte, wie bereits in Kapitel 7.4, mit der verwendeten Werkzeugform für die Versuchsplatten nicht realisiert werden. Die Untersuchung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von Schraubenverbindungen mit erhöhter Laminatdicke wurde demnach mit gestapelten CFK-Prüfkörpern mit einer Einzeldicke von 4,2 mm durchgeführt. Die sich bei den Versuchskonfigurationen ergebenden Klemmlängenverhältnisse wurden bereits in Kapitel 7.4 genannt.

Bild 76 zeigt, dass die starke Abhängigkeit der Vorspannkraftrelaxation von der Laminatdicke bei der Warmverschraubung nicht auftritt.

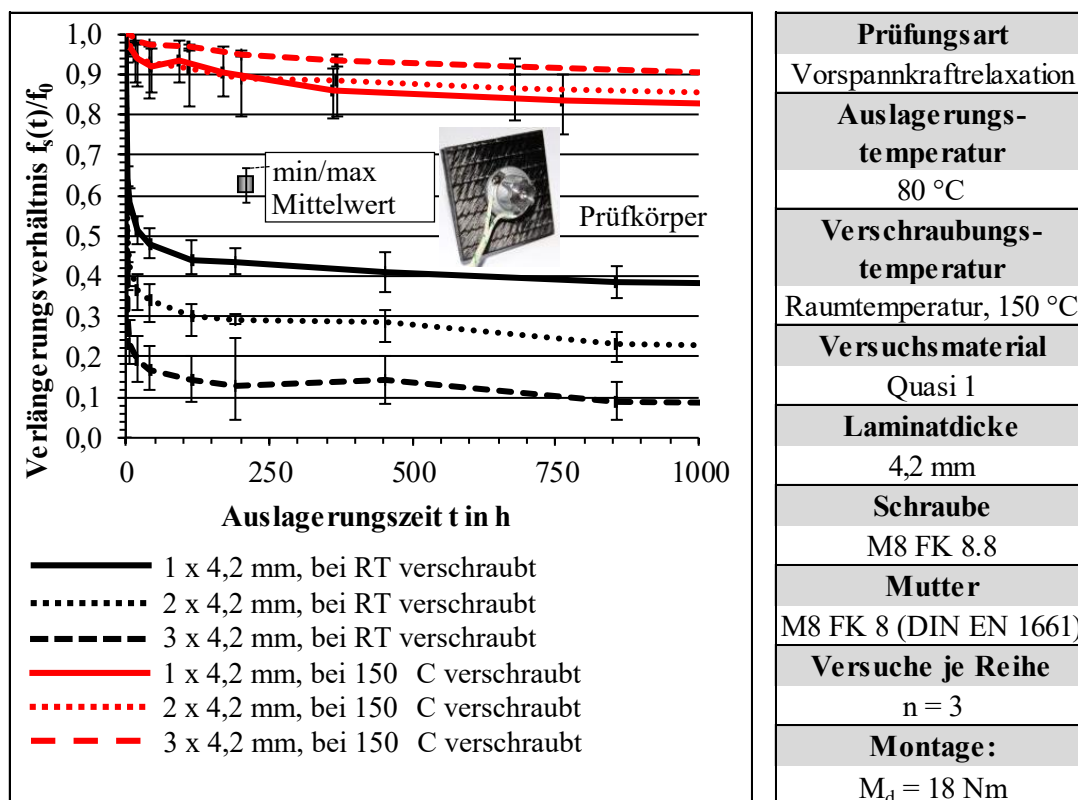


Bild 76: Einfluss einer Laminatdickenerhöhung auf die Warmverschraubung

Unter Beachtung der Streuung der Ergebnisse ist keine signifikante Änderung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens mit geänderter Laminatdicke bei warmverschraubten

Proben erkennbar. Auffällig ist, dass auch bei gesteigerter Laminatdicke eine Verbesserung insbesondere in den ersten Stunden der Auslagerung eintritt. Der weitere Relaxationsverlauf ist unabhängig von der Verschraubungsmethode vergleichbar. Konventionell bei Raumtemperatur verschraubte Prüfkörper mit einer Laminatdicke von 12,6 mm haben nach einer Auslagerung von 1000 h bei 80 °C noch lediglich 9 % ihrer Montagevorspannung. Warmverschraubt noch 90 %. Der Mehraufwand der Warmverschraubung lohnt sich somit vorwiegend, je größer die Laminatdicke des Schraubfalles ist.

In den vorherigen Kapiteln hat sich gezeigt, dass die Warmverschraubung und das Warmvorpressen positiv wirkende plastische Verformungen an dem Laminat erzeugen. Bei konventionell montierten Schrauben treten diese nicht während der Schraubmontage auf, sondern in den ersten Stunden nach der Montage der Verbindung. Das führt zur starken Vorspannkraftrelaxation. Folgend wird untersucht, ob die Laminatoberfläche mit ihren harzreichen Zonen, hervorgerufen durch die Verbindung der Einzelschichten mit Wirkfäden, einen Einfluss auf die Vorspannkraftrelaxation hat.

### **8.3.7 Einfluss der Laminatoberfläche**

Eine Theorie zur Erklärung des Wirkmechanismus der Warmverschraubung und des Warmvorpressens ist es, dass oberflächennahe harzreiche Zonen während der Warmverschraubung und des Warmvorpressens plastifizieren und damit keinen Anteil an der Vorspannkraftrelaxation der Schraubenverbindung nach der Schraubmontage leisten können. Bei der konventionellen Verschraubung bei Raumtemperatur würde diese Plastifizierung erst nach Temperaturbelastung oder ausreichend langer Zeit im bereits montierten Zustand auftreten. Um diese Theorie zu überprüfen wurde an Prüfkörper „Quasi 1“ die Deckschicht mechanisch durch einen Schleifprozess auf einem Labortellerschleifer entfernt. Die Proben wurden bis zu einer Körnung 4000 geschliffen und folgend poliert, um vergleichbare Oberflächenbedingungen zu erzeugen wie bei konventionellen Prüfkörpern. Bild 77 zeigt die Ergebnisse der Vorspannkraftrelaxationstests.

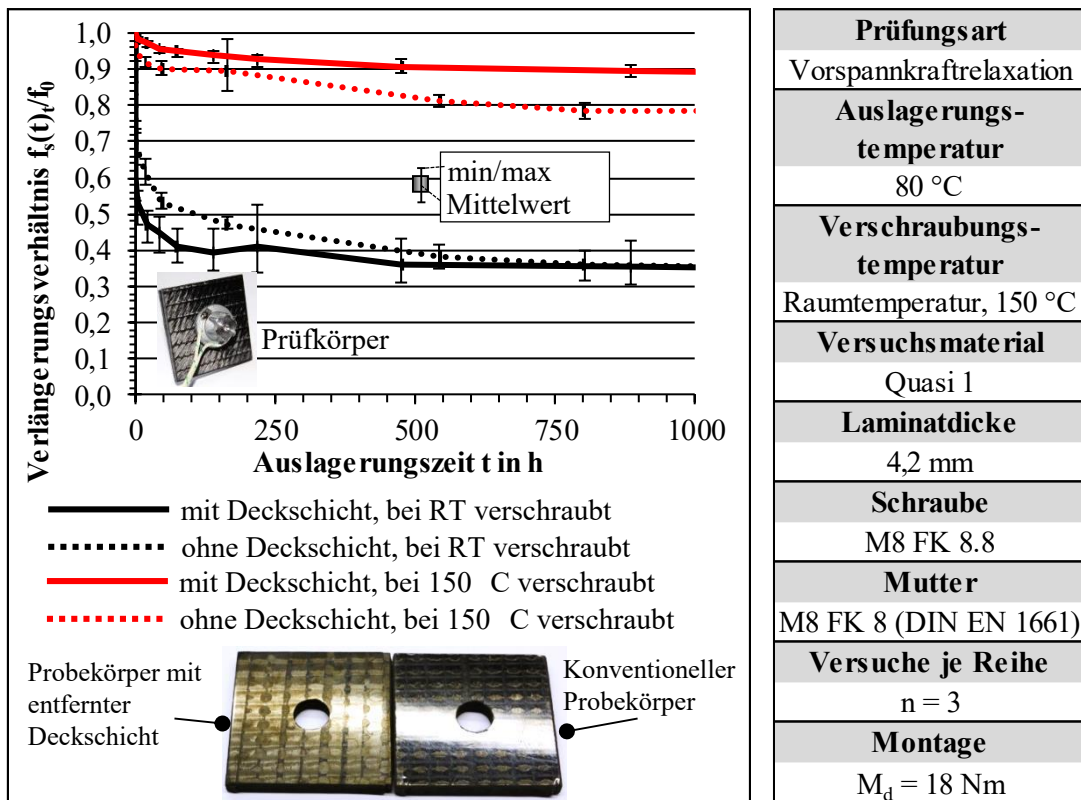


Bild 77: Einfluss der Deckschicht auf die Funktionalität der Warmverschraubung

Es lässt sich zusammenfassen, dass ein Entfernen der oberflächlichen, harzreichen Zone an dem Laminat keinen Einfluss auf die Warmverschraubung hat. Prüfkörper ohne Deckschicht erzeugten sogar einen leicht höheren Vorspannkraftverlust im Vergleich zu unbearbeiteten Prüfkörpern. Auch auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten konventionell bei Raumtemperatur verschraubter Prüfkörper ist kein Einfluss feststellbar.

Die bis jetzt gezeigten Untersuchungen wurden bei einer festen Temperatur von 80 °C ausgelagert. Folgend wird die Schraubenvorspannkraft online bei veränderter Temperatur mit einem Kraftmessring gemessen.

### 8.3.8 Einfluss wechselnder Umgebungstemperatur auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten warmvorgepresster Prüfkörper

In Kapitel 7.2 wurde das Vorspannkraftrelaxationsverhalten konventioneller CFK-Prüfkörper bei wechselnder Temperatur online gemessen und mit dem Verhalten von metallischen Klemmteilen verglichen. Folgend wird selbiges in einem Vergleich zwischen konventionellem CFK-Prüfkörper und warmvorgepressten Prüfkörper gezeigt. Zur Messung der Vorspannkraftrelaxation wurde der ein Kraftmessring der Größe M8 verwendet, mit welchem eine Online-Messung der Schraubenvorspannkraft möglich ist. Dieser wurde unter dem Schraubenkopf mitverspannt. Die Ergebnisse sind in Bild 78 zusammengefasst.



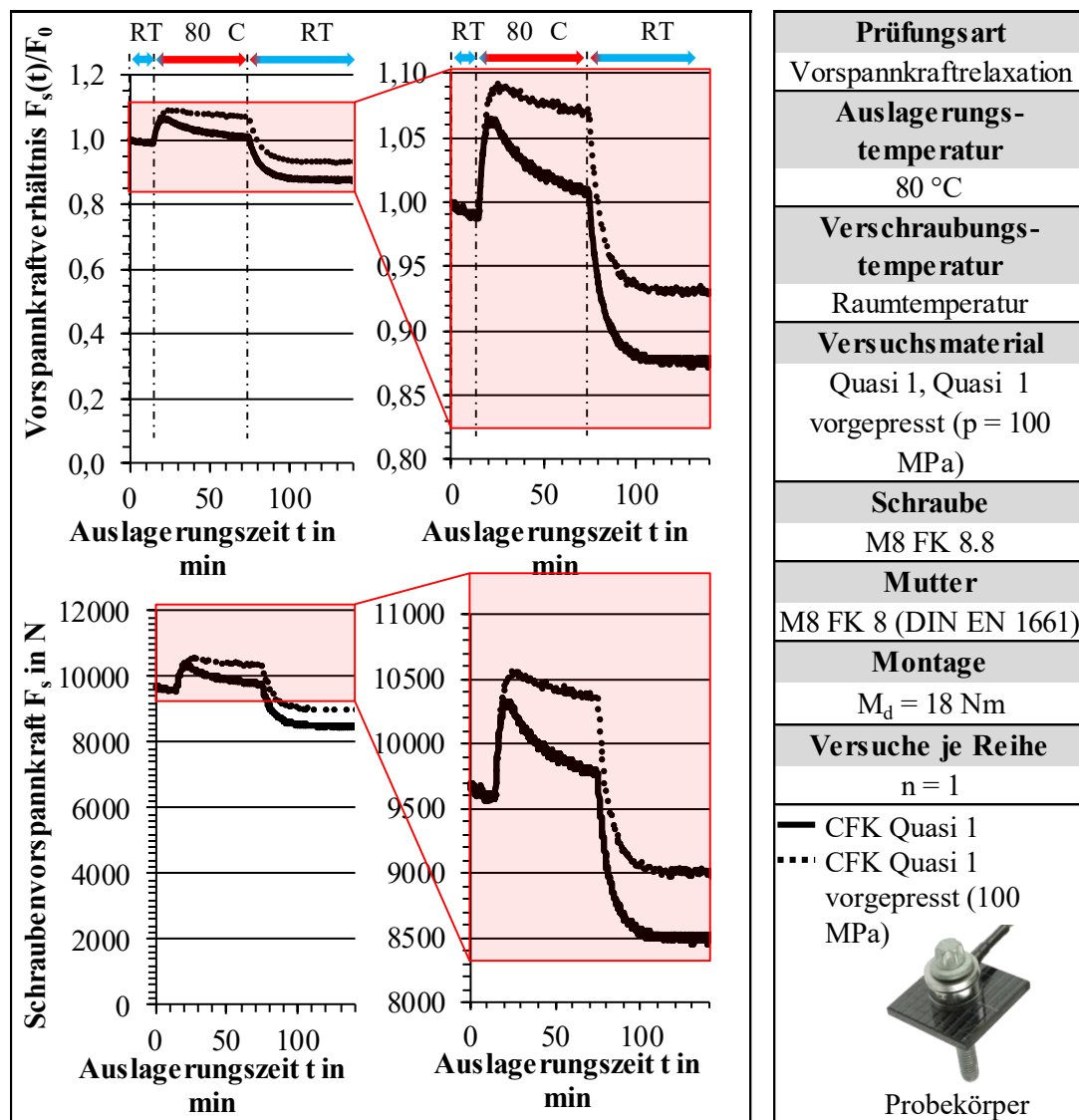


Bild 78: Zeitliche Vorspannkraftverhalten bei veränderlicher Prüftemperatur und unterschiedlichen Vorbehandlungszustand (unbehandelt und warmvorgepresst)

Die Prüfkörper wurden zunächst bei Raumtemperatur verschraubt und für 15 min bei dieser Temperatur belassen, um das Setzverhalten zu messen. Anschließend erfolgte die Auslagerung in einem auf 80 °C vorgeheizten Laborofen und einer Dauer von 60 min. Folgend wurden die Prüfkörper aus dem Ofen entnommen und an der Umgebungsluft ohne aktive Kühlung abgekühlt. Die oberen beiden Diagramme zeigen das Vorspannkraftverhältnis und die unteren beiden die Absolutwerte der Vorspannkraft. Die beiden rechten Diagramme wurden an der Ordinate im Nullpunkt unterdrückt, um die Vorspannkraftänderungen deutlicher erkennbar zu machen.

Folgende Erkenntnisse lassen sich aus dem Versuch ableiten:

- Es ist kein Unterschied am Setzkraftverlust erkennbar. Bei beiden Proben fällt die Vorspannkraft in den ersten 15 min der Auslagerung bei Raumtemperatur um 2 % ab.
- Die thermisch induzierte Vorspannkrafterhöhung bei der Erwärmung ist bei warmvorgepressten Prüfkörpern größer als bei konventionell verschraubten Prüfkörpern. Das lässt darauf schließen, dass Lastplastifizierungen an dem Laminat bei dem Aufheizvorgang an dem warmvorgepressten Prüfkörper reduziert werden oder erst bei höherer Last eintreten. Der Vorspannkraftaufbau ist somit größer und wird nicht direkt durch Plastifizierungen des Laminates verhindert/reduziert.
- Der Vorspannkraftverlust nach Einlagerung in den Ofen bei 80 °C für eine Stunde ist bei warmvorgepresster Probe um etwa Faktor 3 geringer als bei unbehandelten Prüfkörpern und beträgt ca. 2 % der Montagevorspannung bei warmvorgepresster Probe und ca. 5,7 % bei konventioneller Probe. Aus das lässt darauf schließen, dass während dem Vorpressvorgang bereits ein Teil des „Verformungspotentials“ des Laminates abgebaut wurde. Bei Abkühlung von 80 °C auf RT zeigen beide Proben die gleiche Vorspannkraftänderung, da diese rein abhängig ist von dem thermischen Längenausdehnungsverhalten des CFK in Laminatdickrichtung.
- Dass auch bei den warmvorgepressten Verbindungen Plastifizierungen an dem Laminat bei dem Aufheizvorgang auftreten, zeigt die unterschiedliche Vorspannkraftänderung bei Aufheizen von RT auf 80 °C und Abkühlung von 80 °C auf RT. Tritt Plastifizierung ein, so ist dies bei dem Aufheizvorgang geringer.

## 9 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wird das Verhalten von Schraubenverbindungen mit einem, für den Automobilbau relevanten, endlos kohlenstofffaserverstärkten Kunststoff untersucht. Auf Basis einer Literaturstudie ergeben sich insbesondere unbeantwortete Fragestellungen im Bereich der Kontaktmechanik, der Einflussfaktoren auf die Vorspannkraftrelaxation und der Möglichkeiten zur Verbesserung der Langzeitstabilität der Schraubenvorspannung.

Die Untersuchung des temperaturabhängigen Querdruckverhaltens liefert wichtige Erkenntnisse für die konstruktive Auslegung. Es kann gezeigt werden, dass die Querdruckbruchspannung der verwendeten Lamine ausreichend hoch ist, um sie bei richtiger Dimensionierung der Auflagefläche und Vermeidung von Kantenpressung mit Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 zu fügen. Querdruckbruchspannung und Querdruckmodul steigen mit dem Faservolumengehalt, weshalb dieser möglichst hoch gewählt werden sollte. Selbst bei Temperaturbelastung über dem Glasübergangstemperaturbereich wird eine sehr hohe Querdruckbruchspannung gemessen (ca. 50 % des Wertes bei Raumtemperatur), was sich bei nicht verstärkten Kunststoffen nicht zeigt. Mit Annäherung und Überschreitung des Glasübergangstemperaturbereiches ist dann keine nennenswerte Lastübertragung mehr möglich. Optische Untersuchungen des Querschnittes von querdruckbelasteten Proben zeigen am freien Rand eine ungehinderte plastische Verformung. An freien Rändern ist keine Stützwirkung durch umliegende Werkstoffbereiche möglich. Für die konstruktive Auslegung von Schraubenverbindungen lässt sich daraus ableiten, dass die Schraubenauflagefläche so gestaltet werden sollte, dass der Bohrungsrand nicht direkt belastet wird.

Die hohe Beanspruchbarkeit von Laminaten in Dickenrichtung ist jedoch noch kein Garant für eine funktionierende Schraubenverbindung. Schon bei Kontaktflächenpressungen unter dem Schraubenkopf weit unter der Querdruckbruchspannung können sehr große Vorspannkraftrelaxationen auftreten, welche zu einem Verbindungsversagen führen. Anders als bei üblichen metallischen Verschraubungen muss die Definition einer Grenzflächenpressung bei Schraubenverbindungen mit CFK somit sowohl auf Basis der Beanspruchbarkeit im Sinne der Querdruckbruchspannung als auch auf Basis des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens erfolgen. Die Angabe von Richtwerten ist nicht sinnvoll, da die Werkstoffvielfalt von faserverstärkten Kunststoffen und ihre unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften das nicht zulassen.

Eine präzise Messung der Schraubenvorspannung ist von großer Bedeutung für die Bewertung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens, weshalb die etablierte Methode der taktilen Verlängerungsmessung genutzt und optimiert wird, um auch den Verspannungszustand von Schraubenverbindungen mit kleinem Klemmlängenverhältnis zuverlässig bewerten zu können. An einfachen Prüfkörperverschraubungen werden Einflussfaktoren

auf die Vorspannkraftrelaxation untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass das von „*Shivakumar et. al.*“ [Shi82b] beschriebene Vorspannkraftrelaxationsverhalten bestätigt werden kann. Das wird erstmals an einem Vergleich mit einer Langzeitmessung und einer Auslagerungsdauer von 12000 h (1,37 Jahre) gezeigt. Mit den Vorspannkraftrelaxationstests werde Einflussfaktoren auf die Vorspannkraftrelaxation aufgezeigt. Als Gründe für die deutlich höhere Vorspannkraftrelaxation als bei metallischen Verschraubungen wird die Lastplastifizierung aufgrund Streckgrenzen-Erniedrigung mit steigender Temperatur, die Lastplastifizierung aufgrund der thermisch induzierten Zusatzkraft und das mit steigender Temperatur zunehmende Werkstoffkriechen erkannt. Einheitlich zeigt sich, dass die Vorspannkraftrelaxation in den ersten Stunden der Auslagerung sehr groß ist und sukzessiv abnimmt. Somit sorgt eine Verringerung des starken Verlustes in dieser Phase insgesamt für einen deutlich geringeren Vorspannkraftverlust und über Lebensdauer somit für eine deutlich höhere Restvorspannkraft.

Die Erkenntnisse ermöglichen die Erarbeitung von Maßnahmen zur Verbesserung des Vorspannkraftverhaltens derartiger Schraubenverbindungen. In der Arbeit werden konstruktive, werkstoffliche und montageseitige Maßnahmen unterschieden und diejenigen für die Untersuchung ausgewählt, die für die Anwendung im Automobilbau besonders vielversprechend sind.

Es zeigt sich, dass nur eine geringfügige Verbesserung der Vorspannkraftrelaxation mit einer Faserverstärkung in Laminatdickenrichtung mit dem Verfahren „Tufting“ (werkstofflich) möglich ist. Vielversprechend sind Maßnahmen zur Erhöhung der Schraubennachgiebigkeit, welche auch bei üblichen, metallischen Schraubenverbindungen eingesetzt werden. Die Nachgiebigkeitssteigerung ist nicht nur im Hinblick auf die Vorspannkraftrelaxation nötig. Aufgrund des geringen Querdruckmoduls des CFK ist die Klemnteilnachgiebigkeit wesentlich größer. Mit der Steigerung der Schraubennachgiebigkeit wird das ausgeglichen und eine zu hohe Beanspruchung der Schraube vermieden. Der Querdruckmodul ist eine Kenngröße für die Berechnung der Klemnteilnachgiebigkeit nach bekannten Normen und Richtlinien. Aufgrund der Werkstoffvielfalt sollte er zur Schraubenauslegung idealerweise experimentell bestimmt werden.

Als besonders effektiv zur Verringerung der Vorspannkraftrelaxation erweist sich eine Montage der Schraube unter erhöhter Temperatur (Warmverschraubung) so eine Kombination aus thermischer und mechanischer Vorbelastung des Laminates in der Fügezone (Warmvorpressen). Diese Verfahren verringern insbesondere den starken Vorspannkraftverlust in den ersten Stunden nach der Montage und sorgen für einen langzeitigen Vorspannkrafterhalt, welcher bis zu einer Auslagerungsdauer von 12000 h bei 80 °C untersucht wird. Der Wirkmechanismus setzt sich aus Einzelmechanismen zusammen, welche folgend kurz erläutert werden.

- Kompaktierung/Anpassung der Oberflächen

Die Erwärmung des Laminates oberhalb des Glasübergangstemperaturbereichs ermöglicht eine sehr rasche Anpassung zwischen den in Kontakt stehenden Oberflächen. Im Fall der Warmverschraubung ist die Anpassung ideal, da die Oberflächen schon bei der Lastaufbringung/Schraubmontage in Kontakt stehen. Das erklärt die bessere Wirksamkeit der Warmverschraubung gegenüber dem Warmvorpressen. Bei konventionell unter Raumtemperatur montierten Schraubenverbindungen geschieht diese Anpassung zulasten der Vorspannkraft erst nach der Schraubmontage im Betrieb, was den hohen Vorspannkraftverlust in den ersten Stunden erklärt.

- Geringere Lastplastifizierung bei Erwärmung

Der hohe thermische Längenausdehnungskoeffizient von CFK in Laminatdickenrichtung bewirkt eine thermisch induzierte Vorspannkrafterhöhung bei Erwärmung. An Online-Messungen mit einem Kraftmessring wird gezeigt, dass der Kraftanstieg bei warmvorgepressten Proben höher ist als bei konventionellen. Das lässt darauf schließen, dass Lastplastifizierungen an dem Laminat bei dem Aufheizvorgang an dem warmvorgepressten Prüfkörper reduziert werden oder erst bei höherer Last eintreten. Der Vorspannkraftaufbau ist somit größer und wird nicht direkt durch Plastifizierungen des Laminates verhindert bzw. reduziert.

Unklar ist aktuell noch der Einfluss von Mikroschädigungen am Laminat auf die Vorspannkraftrelaxation. Es ist bekannt, dass Mikroschädigungen (Schädigungen zwischen Faser und Matrix) und erste makroskopische Schädigungen (Faserbrüche, Zwischenfaserbrüche, Delaminationen) schon deutlich vor dem finalen Bruchversagen auftreten. Dabei stellt sich hinsichtlich der Definition einer Grenzflächenpressung die Frage, ob als Bemessungsgrundlage eine Beanspruchung, unterhalb derer erste Schädigungen auftreten, gewählt werden soll, oder ob hinsichtlich der Vorspannkraftrelaxation auch eine Belastung darüber möglich ist. In weiterführenden Untersuchungen sollte zudem der Einfluss von Faserwerkstoff, Matrixwerkstoff, Einzelschichtdicke und Faserhalbzeug auf die Schraubenvorspannkraftrelaxation untersucht werden. Montageseitige Verfahren wie die Warmverschraubung und das Warmvorpressen sollten hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit in der Fahrzeugmontage weiterentwickelt werden.



## Literaturverzeichnis

- [Abo03] Abot, J. L.; Daniel, M.: Through-thickness Mechanical Characterization of Woven Fabric Composites. In: Journal of Composite Material, Vol. 38, Issue 7, S. 543 - 553, 2004.
- [Aif11] Moritz, S.; Josch, L.: Auslegung von Flanschverbindungen aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) für die chemische Industrie. Abschlussbericht Forschungsvorhaben AiF-Nr. 15829N. 2011.
- [And13] Andrich, M.: Analyse des Schädigungs- und Versagensverhaltens dickwandiger textilverstärkter Kunststoffverbunde bei Druckbelastung in Dickenrichtung, Dissertation: Technische Universität Dresden, 2013.
- [Ano07] Dell'Ano, G.: Effect of tufting on the mechanical behaviour of carbon fabric/epoxy composites. Dissertation, Cranfield University, 2007.
- [Arg10] Argatov, I.; Sevostianov, I.: Health monitoring of bolted joints via electrical conductivity measurements. In: International Journal of Engineering Science, Vol. 48, Issue 10, S. 874 - 887, 2010.
- [Ari93] Arimond, J.: Creep Characterization of Phenolic Composites for Fastening and Sealing Design. SAE Technical Paper No. 931027, 1993.
- [Ari95] Arimond, J.: Bolt Load Retention Modeling from Creep Performance Data. SAE Technical Paper No. 950485, 1995.
- [Arn89] Arnold, W. S.; Marshall, I. H.; Wood, J.: A finite element assessment of clamping effects in composite bolted joints. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G: Journal of Aerospace Engineering, Vol. 203, Issue 1, S. 39 - 45, 1989.
- [Awa08] Awaludin, A.; Hirai, T.; Hayashikawa, T.; Sasaki, Y.; Oikawa, A.: One-year stress relaxation of timber joints assembled with pretensioned bolts. In: Journal of Wood Science, Vol. 54, Issue 6, S. 456 - 463, 2008.
- [Bec05] Bechthold, M.: Tragverhalten lösbarer Seilklemmen an offenen und vollverschlossenen Spiralseilen. Dissertation: Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), 2005.

- [Bec17] Becker, M.; Groß, N.; Herzer, H. R.: Ultraschall-Vorspannkraftmessung über den gesamten Lebenszyklus von Verschraubungen. DFZfP-Jahrestagung 2017, DGZfP-Berichtsbände 162, Paper P66, 2017.
- [Bee70] Beelich, K. H.: Gesichtspunkte zur Deutung des Relaxationsverhaltens und zur Auslegung temperaturbeanspruchter Schraubenverbindungen. In: Draht-Welt 56. Jahrgang, Heft 3, S. 178 - 183, 1970.
- [Bee73] Beelich, K. H.: Kriech- und relaxationsgerecht. In: Konstruktion im Maschinen-, Apparate- und Gerätebau, Band 25, Ausgabe 10, S. 415 - 421, 1973.
- [Ben59] Bendigo, R. A.; Rumpf, J. L.: Calibration and installation of high strength bolts. Fritz Engineering Laboratory Report No. 271.7, 1959. Unter: [https://digital.lib.lehigh.edu/fritz/pdf/271\\_7.pdf](https://digital.lib.lehigh.edu/fritz/pdf/271_7.pdf), (abgerufen am: 23.09.2019).
- [Bic95] Bickford, J.: An Introduction to the Design and Behavior of Bolted Joints. Marcel Dekker Inc., ISBN-13: 9780824792978. 1995.
- [Bic98] Bickford, J. H.; Nassar, S.: Handbook of Bolts and Bolted Joints. Marcel Dekker Inc., ISBN-13: 9780824799779, 1998.
- [Blu69] Blume, D.; Strelow, D.: Gestaltung und Anwendung von Dehnschrauben. In: Verbindungstechnik Heft 1 und 2. 1. Jahrgang, 1969.
- [Bra06] Braunovic, M.; Konchits, V. V.; Myshkin, N. K.: Electrical Contacts - Fundamentals, Applications and Technology. CRC Press, ISBN-13: 9781574447279, 2007.
- [Bra96] Braunovic, M.; Labrecque, C.: Shape-memory alloy mechanical contact devices. In: IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology: Part A, Vol. 19, Issue 3, S. 295 - 303, 1996.
- [Bro02] Broughton, W. R.; Crocker, L. E.; Gower, M. R. L.: Design Requirements for Bonded and Bolted Composite Structures. NPL Report MATC(A)65, 2002. Unter: [https://pdfs.semanticscholar.org/993e/172bed3e8b61380f0e2e3937e3e7af7bc7d9.pdf?\\_ga=2.49204646.1480322702.1569220729-1282284306.1569220729](https://pdfs.semanticscholar.org/993e/172bed3e8b61380f0e2e3937e3e7af7bc7d9.pdf?_ga=2.49204646.1480322702.1569220729-1282284306.1569220729), (abgerufen am: 23.09.2019).



- [Cac04] Caccese, V.; Mewer, R.; Vel, S. S.: Detection of bolt load loss in hybrid composite/metal bolted connections. In: Engineering Structures, Vol. 26, Issue 7, S. 895 - 906, 2004.
- [Cac09] Caccese, V.; Berube, K. A.; Fernandez, M.; Melo, J. D.; Kabche, J. P.: Influence of stress relaxation on clamp-up force hybrid composite-to-metal bolted joints. In: Composite Structures, Vol. 89, Issue 2, S. 285 - 293, 2009.
- [Cao07] Cao, W.; Zhang, C.; Fan, T.; Zhang, D.: A Review on Bolt Load Retention Test of Magnesium Alloys. In: Key Engineering Materials, Vol. 351, S. 208 - 213, 2007.
- [Cha04] Park, D. C.; Lee, D. G.: Through-thickness compressive strength of carbon-phenolic woven composites. In: Composite Structures, Vol. 70, Issue 4, S. 403 - 412, 2005.
- [Che01] Chen, H.-S.: The static and fatigue strength of bolted joints in composite with hygrothermal cycling. In: Composite Structures, Vol. 52, Issue 3 – 4, S. 295 - 306, 2001.
- [Che97] Chen, F. C.; Jones, J. W.; McGinn, T. A.; Kearns, J. E.; Nielsen, A. J.; Allison, J. E.: Bolt-Load Retention and Creep of Die-Cast Magnesium Alloys. SAE Technical Paper 970325, 1997.
- [Coo95] Cooper, C; Turvey, G.J.: Effects of joint geometry and bolt torque on the structural performance of single bolt tension joints in pultruded GRP sheet material. In: Composite Structures, Vol. 32, Issue 1 – 4, S. 217 – 226, 1995.
- [Cre80] Crew, J. H.: Bolt-bearing fatigue of a graphite/epoxy laminate. NASA TM-81851. 1980. Unter:  
<https://ntrs.nasa.gov/archive/nasa/casi.ntrs.nasa.gov/19800020242.pdf> (abgerufen am: 23.09.2019).
- [Dav97] Davet, G. P.: Using belleville springs to maintain bolt preload. Unter:  
[http://www.sealing.com/fileadmin/docs/Using\\_Bellville\\_springs\\_to\\_maintain\\_bolt\\_preload.pdf](http://www.sealing.com/fileadmin/docs/Using_Bellville_springs_to_maintain_bolt_preload.pdf) (abgerufen am 18.08.2018).
- [Din01] DIN 8593-0:2003-09, Fertigungsverfahren Fügen – Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe.
- [Din02] DIN EN ISO 527-4:1997-07, Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe.

- [Din03] DIN EN 1661:1998-02, Sechskantmuttern mit Flansch (ISO/DIS 4161:1996, modifiziert).
- [Din04] DIN 6796:2009-08, Spannscheiben für Schraubenverbindungen.
- [Dom08] Dominghaus, h.; Elsner, P.; Eyerer, P.; Hirth, T.: Kunststoffe. Springer Verlag, ISBN 9783540724001, 2008.
- [Dru06] Druschitz, A. P.; Sochor, N.: Effect of Bolt CTE on Bolt Load Retention for Mg Alloys. In: SAE Transactions, Vol. 115, Section 5: Journal of materials and manufacturing, S.72-79, 2006.
- [Elt15] Elter, A.: Hochbelastbare, reibkraftschlüssige Krafteinleitungen für Faser-Kunststoff-Verbunde auf Basis strukturierter Oberflächen. Dissertation, TU Darmstadt, 2015.
- [Eur96] Clarke, J. L.: Structural Design of Polymer Composites: Eurocomp Design Code and Background Document, 1st Edition. CRC Press, ISBN 9780419194507, 1996.
- [Far09] Faria, C. T.; Lopez, V.; Inman, D.: Overview on self-healing bolted joint using shape memory alloy. In: 20th International Congress of Mechanical Engineering, Proceedings of COBEM, 2009.
- [Fel14] Feldmann, K.; Schöppner, V.; Spur, G.: Handbuch Fügen, Handhaben, Montieren. Hanser Verlag, ISBN: 9783446428270, 2014.
- [Flü18] Flüge, W.; Fuch, N.; Glück, N.; Staschko, R.; Schornstein, B.: Erhöhung der Fügepunktsteifigkeit durch Z-Pins beim mechanischen Fügen von FVK-Metall-Hybridstrukturen. EFB-Forschungsbericht, ISBN 9783867765949, 2018.
- [Fox84] Fox, D. M.: Bolted joint studies in grp. Masterarbeit, Massachusetts Institute of Technology, 1994.
- [Fri10] Friedrich, C.; Koch, D.: Zuverlässigkeit von Schraubenverbindungen im Leichtbau. In: lightweightdesign, Ausgabe 05/2010, Oktober 2010.
- [Fri14] Friedrich, C.; Hubbertz, H.: Friction behavior and preload relaxation of fastening systems with composite structures. Composite Structures, Vol. 110, S. 335 - 341, 2014.
- [Fuc15] Fuchs, N.: Beitrag zur Prüfung des Verspannungszustandes von speziellen Schraubenverbindungen durch eine akustische Resonanzanalyse. Dissertation, Universität Rostock, 2015.

- [Fuh13] Fuhrmann, T.; Schlegel, S.; Großmann, S.: Langzeitverhalten von optimierten Verbindungssystemen mit Leitern aus Al und Al-Legierungen bei Temperaturen über 90°C. In: VDE-Fachberichte, Vol. 69, 2013.
- [Gad98] Gadau, J.: Meßverfahren zur Bestimmung der Montagevorspannkraft in Schraubenverbindungen. In: VDI Berichte, Issue 1426, S. 101 - 111, 1998.
- [Ger09] Gerstmayr, G.; Eichlseder, W.: Creep and Relaxation Behaviour of Self-tapping Al-bolts in Mg Die cast Alloys for Power train Components. Unter:  
[https://pure.unileoben.ac.at/portal/files/1016880/Creep\\_and\\_Relaxation\\_Behaviour\\_of\\_Self\\_tapping\\_Al\\_bolts\\_in\\_Mg\\_Die\\_Cast\\_Alloys\\_for\\_Power\\_Train\\_Components.pdf](https://pure.unileoben.ac.at/portal/files/1016880/Creep_and_Relaxation_Behaviour_of_Self_tapping_Al_bolts_in_Mg_Die_Cast_Alloys_for_Power_Train_Components.pdf), (abgerufen am 22.06.2019).
- [Ger13] Gerhard, T.; Hubbertz, H.; Dinger, G.; Friedrich, C.: Kontaktmechanik von Schraubenverbindungen mit CFK-Bauteilen (INS1130). Unter:  
<https://www.din.de/blob/76528/85165652d34e2dc72781bd22e591296b/ins-1130-data.pdf>, (abgerufen am 19.08.2018).
- [Gib13] Gibson, R. F.; Thoppul, S. D.: Experimental and Numerical Characterisation of Relaxation in Bolted Composite Joints. In: Composite Materials and Joining Technologies for Composites, Vol. 7; S. 39 - 49, 2013.
- [God80] Godwin, E. W.; Matthews, F. L.: A review of the strength of joints in fibre-reinforced plastics: Part 1. Mechanically fastened joints. In: Composites; Vol. 11; Issue 3; S.155-160, 1980.
- [Gra94] Granacher, J.: Relaxationsverhalten von hochfesten Schraubenverbindungen bei mäßig erhöhten Temperaturen (Relaxation). AiF-Projekt 8831, 1994.
- [Gro13] von Großmann, B.; Sandner, T.; Jenne, M.; Kersten, C.; Mild, C.; Sannither, B.: Lösbare Verbindungen im Leichtbau mit Faserkunststoffverbunden. Forschungsbericht bayme vbm, 2013.
- [Gro15] von Großmann, B.; Sandner, T.: CFK-Strukturen im automobilen Leichtbau – Herausforderungen an die Verschraubungstechnik. 11. Informations- und Diskussionsveranstaltung Schraubenverbindungen, Deutscher Schraubenverband e.V., Darmstadt, 06.05.2015.

- [Hab04] Haberling, C.: Berechnung lösbarer Leichtmetallverbindungen für Mono- und Mischbauweise im Automobilentstehungsprozess. Dissertation, TU Dresden, 2004.
- [Har12] Hareyama, S.; Takada, R.; Shimodaira, T.; Tamura, K.; Hoshi, A.; Nakashima, M.: A Proposal for the Absolute Estimation Method on Self-loosening of Bolted Joints during Off-road Vehicle Operation. In: International Journal of Automotive Engineering, Vol. 3, Issue 1, S. 47 - 53, 2012.
- [Has97] Hasselmann, U.: Grenzflächenpressung verspannter Teile – Geometrieabhängige Werkstoffkennwerte zur Berechnung von Schraubenverbindungen. „Schraubenverbindungen – Neue Ergebnisse aus Forschung und Praxis“ 5. Informations- und Diskussionsveranstaltung am 30. April 1997, Darmstadt.
- [Hau00] Haug, P., 2000. Anordnung zur Bestimmung und Überwachung des Spannungszustandes eines Befestigungselementes. Anmeldung: 13.07.1998. DE, Offenlegungsschrift DE19831270A1. 27.01.2000.
- [Hei11] Heistermann, C.: Behaviour of Pretensioned Bolts in Friction Connections. Licentiate Thesis: Lulea University of Technology, 2011.
- [Her15] Hermsdorf, F.; Matzies, T.; Rapp, H.: Experimental and numerical analysis of preload in bolted composite joints with temperature loads. In: 20<sup>th</sup> international Conference on Composite Materials, Copenhagen, 2015.
- [Hir01] Hirao, M.; Ogi, H.; Yasui, H.: Contactless measurement of bolt axial stress using a shear-wave electromagnetic acoustic transducer. In: NDT&E International, Vol. 34, Issue 3, S. 179 - 183, 2001.
- [Hor94] Horn, J. W.; Schmitt, R. R.: Influence of Clamp-up Force on the Strength of Bolted Composite Joints. In: AIAA Journal, Vol. 32, Issue 3, S. 665 - 667, 1994.
- [McF74] McFaul, H. J.: An Ultrasonic Device to Measure High-Strength Bolt Preloading. In: Material Evaluation, Vol. 32, Issue 11, S. 244 - 248, 1974.
- [Hua09] Huang, Y. H.; Liu, L.; Yeung, T. W.; Hung, Y. Y.: Real-time monitoring of clamping force of a bolted joint by use of automatic

- digital image correlation. In: Optics & Laser Technology, Vol. 41, Issue 4, S. 408 - 414, 2009.
- [Hub14] Hubbertz, H.; Friedrich, C.: Thermal preload relaxation of bolted cfrp structures for flexible life time design methodology. Proceedings of the 13<sup>th</sup> European Conference on spacecraft structures, materials & environmental testing: S. 1-4, Braunschweig 2014.
- [Hun06] Hung, Y. Y.; Huang, Y. H.; Liu, L.: Novel washer as force transducer for monitoring clamping force of bolted joints. In: ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference. Paper Number PVP2006-ICPVT-11-94026, S. 307 - 314, 2006.
- [Hwa12] Nah, H.-S.; Lee, H.-J.; Ryoo, J.-Y.; Choi, S.-M.: Estimation of Long Term Clamping Force of High Strength Bolts By Coating Thickness Parameters of Slip Faying Surfaces, In: Journal of the Korean Society for Advanced Composite Structures, Vol. 3, Issue 1, S. 8 - 15, 2012.
- [Isa06] Isaicu, G. A; Cloud, G. L.; Raju, B. B.: Optimization of Clamp-up Procedure für Thick Composite Joints. Unter: <http://semimac.org/wp-content/uploads/2015/11/sem.org-2006-SEM-Ann-Conf-s35p02-Optimization-Clamp-Procedure-Thick-Composite-Joints.pdf>, (abgerufen am 19.08.2018).
- [Jag07] Jaglinski, T.; Nimityongskul, A.; Schmitz, R.; Lakes, R. S.: Study of Bolt Load Loss in Bolted Aluminum Joints. In: Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 129, S. 48 - 54, 2007.
- [Jak80] Jakobeit, W.; Keienburg, K.H.; Mayer, K.H.; Gulden, H.; Schmidt, W.; Huchtemann, B.: Relaxationsverhalten warmfester Stähle für Schrauben. Forschungsvorhaben der Europäischen Gemeinschaft für Kohle und Stahl. Forschungsvertrag Nr. 6210-KF/1/110, Düsseldorf, 1980.
- [Jen12] Jensen, A. E.; Lilleborge, J.; Thorvaldsen, T.; Torkildsen, H. E.; Farsunde, O.; Pran, K.: Creep measurement of steel bolted and pretensioned gfrp composite joint using fibre optic strain sensors. ECCM15, 2012. Unter: <http://www.escm.eu.org/eccm15/data/assets/148.pdf> (abgerufen am 23.09.2019).
- [Jen13] Jenne, M.; Endres, M.; von Großmann, B.: Relaxation behavior of bolted joints in composite structures. In: Applied Research Conference 2013, ISBN-13: 9783844022742.

- [Jun61] Junker, G.: Flächenpressung unter Schraubenköpfen. Der Maschinenmarkt, Nr. 38, 1961.
- [Kho16] Khomenko, A.; Koricho, E. G.; Haq, M.; Cloud, G. L.: In-Service Preload Monitoring of Bolted Joints Subjected to Fatigue Loading Using a Novel 'MoniTorque, Bolt. In: Fracture, Fatigue, Failure and Damage Evolution, Vol. 8, S. 261 - 267, 2016.
- [Kha06] Khashaba, U.A.; Sallam, H.E.M; Al-Shorbagy, A.E.; Seif, M.A.: Effect of washer size and tightening torque on the performance of bolted joints in composite structures. Composite Structures, Vol. 73, Issue 3, S. 310 - 317, 2006.
- [Kib79] Kibler, K. G.; Carter, H. G.: Viscoelastic Parameters of Epoxy Resin from Thermomechanical and Electrical Conductivity Measurements. Composite Materials: Testing and Design (Fifth conference), ASTM STP 674, S. 282 - 288, 1978.
- [Kim09] Kim, K. J.; Zhou, D.; Ha, S. D.; Inman, D.: A Structural Health Monitoring System for Self-repairing. In: Health Monitoring of Structural and Biological Systems, Proceeding of SPIE Vol. 7295, 2009.
- [Kim09a] Kim, N.; Hong, M.: Measurement of axial stress using mode-converted ultrasound. In: NDT&E International, Vol. 42, Issue 3, S. 164 - 169, 2009.
- [Kim10] Kim, B. C.; Park, D. C.; Kim, B. J.; Lee, D. G.: Through-thickness compressive strength of a carbon/epoxy composite laminat. Composite Structures, Vol. 92, Issue 2, S. 480 - 487, 2010.
- [Kim11] Kim, H.; Takemura, K.: Influence of water absorption on creep behaviour of carbon fiber/epoxy laminates. In: Procedia Engineering, Vol. 10, S. 2731 - 2736, 2011.
- [Kin00] Kindsberger, J.; Löbl, H.; Schoft, S.: Plastic Deformation. unter: [https://www.researchgate.net/profile/Stephan\\_Schoft/publication/260401479\\_Plastic\\_Deformation\\_and\\_Loss\\_of\\_Joint\\_Force\\_by\\_Creep\\_in\\_High\\_Current\\_Joints/links/565d5e7808aefe619b2572a4/Plastic-Deformation-and-Loss-of-Joint-Force-by-Creep-in-High-Current-Joints.pdf](https://www.researchgate.net/profile/Stephan_Schoft/publication/260401479_Plastic_Deformation_and_Loss_of_Joint_Force_by_Creep_in_High_Current_Joints/links/565d5e7808aefe619b2572a4/Plastic-Deformation-and-Loss-of-Joint-Force-by-Creep-in-High-Current-Joints.pdf), (abgerufen am 19.08.2018).
- [Kis07] Kishima, T.: Effect of Clamping Force on the Strength of Bolted Joints in Pultruded GFRP Laminates. Journal of the Society of Materials Science, Vol. 56, Issue 11, S. 999 - 1004, 2007.

- [Kis10] Kishima, T.; Katsuno, T.; Kobayashi, K.; Hino, S.-I.; Nishizaki, I.: Relaxation Behavior of Clamping Force in Bolted Joints of Pultruded GFRP Laminats. In: Journal of the Society of Materials Science, Vol. 59, Issue 7, S. 540 - 545, 2010.
- [Kle59] Klein, H. C.: Hochwertige Schraubenverbindungen – Einige Gestaltungsprinzipien und Neuentwicklungen. In: Konstruktion, Heft 6, S.201-202 und Heft 7, S. 259 - 264, 1959.
- [Kli02] Klingel, R.: Anziehverfahren für hochfeste Schraubenverbindungen auf Basis akustischer Emissionen. Dissertation: Technische Universität Dresden, 2002.
- [Kol06] Kolachalama, A.; Raju, K. S.: Viscoelastic Clamp-up Relaxation of Blind Fastener Joints in Composite. In: 2<sup>nd</sup> Annual Symposium on Graduate Research and Scholarly Projects (GRASP) held at the Rhatigan Student Center, S. 56 - 57, 2006.
- [Kos02] Kostreva, K. M.: Torque limit for bolted joint for composites. Part b: Experimentation. Marshall space flight center, 2002. Unter: <https://ntrs.nasa.gov/archive/nasa/casi.ntrs.nasa.gov/20030093612.pdf> (abgerufen am: 23.09.2019).
- [Kri13] Krimmer, A.: Mikromechanische Modellierung von Fasergelege-Kunststoff-Verbunden auf Basis von Normprüfungen unter Berücksichtigung der in-situ-Eigenschaften der Matrix. Dissertation: Technische Universität Berlin, 2013.
- [Kwa65] Kwami, F. O.: Untersuchung der Sicherheit überelastisch vorgespannter Schrauben bei statischen und dynamischen Beanspruchungen. Dissertation, Technische Universität Berlin, 1965.
- [Lab02] Labelle, P.; Peggularyuz, M.; Lefebvre, M.; Bouchard, R.: New Aspects of Temperature Behavior of AJ52x, Creep Resistant Magnesium Alloy. In: Journal of materials and manufacturing, Vol. 111, S. 37 - 45, 2002.
- [Liu12] Liu, D.; Tang, Y.; Cong, W. L.: A review of mechanical drilling for composite laminates. In: Composite Structures, Vol. 94, Issue 4, S. 1265 - 1279. 2012.
- [Löf98] Löffler, T., 1998. Verfahren und Vorrichtung zum Herstellen von Schraubenverbindungen. Anmeldung: 08.06.1997. DE, Offenlegungsschrift DE19723899A1. 10.12.1998.

- [Löf99] Löffler, T., 1999. Verfahren und Vorrichtung zum Herstellen von Schraubenverbindungen. Anmeldetag: 12.02.1997. DE, Patentschrift DE19705346C1. 28.01.1999.
- [Lu16] Lu, Z.; Dai, W.: Bolt assembly optimization and life prediction based on creep curve. In: Procedia CIRP, Vol. 56, S. 229 - 232, 2016.
- [Mai90] Maile, K.; Hänsel, G.; Theofel, H.: Langzeituntersuchungen zum Relaxationsverhalten warmfester Schraubenverbindungen. Universität Stuttgart, AIF-Nr. 6841, 1990.
- [Mar12] Martinez, J.; Sisman, A.; Onen, O.; Velasquez, D.; Guldiken, R.: A Synthetic Phased Array Surface Acoustic Wave Sensor for Quantifying Bolt Tension. In: Sensors, Vol. 12, Issue 9, 2012.
- [Mcc05] McCharty, M. A.; Lawlor, V. P.; O'Donnell, P. C.; Harris, K.; Kelly, P.; Cunningham, J. P.: Measurement of Bolt Pre-load in Torqued Composite Joints. In: Strain, Vol. 41, S. 109 - 112, 2005.
- [Mce98] McEnroe, T.: Direct Clamp Load Control Improves Quality and Reduces Costs. In: Fastener Technology International, October 1998.
- [Men08] Meng, A.: Optical control of fastener clamp load in bolted joints. Dissertation, Oakland University, 2008.
- [Mew03] Mewer, R.; Vel, S. S.; Caccese, V.: Detection of Bolt Stress Relaxation in Hybrid Bolted Connections. Project Report No. UM-MACH-RPT-01-07, University of Maine, 2003. Unter: [https://www.researchgate.net/publication/235047388\\_Detection\\_of\\_Bolt\\_Stress\\_Relaxation\\_in\\_Hybrid\\_Bolted\\_Connections/link/00b4952b247b907fa0000000/download](https://www.researchgate.net/publication/235047388_Detection_of_Bolt_Stress_Relaxation_in_Hybrid_Bolted_Connections/link/00b4952b247b907fa0000000/download), (abgerufen am 23.09.2019).
- [Mos89] Mossig, H.: Die Comby-Mutter, ein modernes Befestigungselement. Unter: <http://www.burdeco.com/wp-content/uploads/2015/10/comby.pdf> (abgerufen am 05.09.2018).
- [Mun01] Muntges, D.E., Park, G. and Inman, D. J.: Investigation of a Self-Healing Bolted Joint Employing a Shape Memory Actuator. Proceedings of the 7th SPIE Conference on Smart Structures and Materials, March 4-8, 2001, Newport Beach, CA, 2001, The Society of Photo-optical Instrumentation Engineers, Bellingham, Washington, Vol. 4327, S. 193 - 200, 2001.
- [Nah10] Nah, H.-S.; Lee, H.-J.; Kim, K.-S.; Kim, J.-H.; Kim, W.-B.: Evaluating Relaxation of High-strength Bolts by Parameters, on Slip



- Faying Surfaces of Bolted Connections. In: International Journal of Steel Structures, Vol. 10, Issue 3, S. 295 - 303, 2010.
- [Nas15] Nassar, S. A.; Kazemi, A.: Clamp Load Decay Due to Material Creep of Lightweight-Materials Joints Under Cyclic Temperatur. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 137, 2015.
- [Niu92] Niu, M. C.-Y.: Composite Airframe Structures. Conmilit Press Ltd. ISBN 9627128066, 1992.
- [NN01] N.N.: Spannscheiben DIN 6796. Unter:  
[https://www.norelem.de/xs\\_db/DOKUMENT\\_DB/www/NORELEM/DataSheet/de/07/07303\\_Datasheet\\_18394\\_Spannscheiben\\_DIN\\_6796--de.pdf](https://www.norelem.de/xs_db/DOKUMENT_DB/www/NORELEM/DataSheet/de/07/07303_Datasheet_18394_Spannscheiben_DIN_6796--de.pdf) (abgerufen am: 05.10.2018).
- [NN02] N.N.: Nedsonic – Measuring clamp load using ultrasonic waves. Unter:  
[https://www.nedschroef.com/data/files/content/9.011\\_nedschroef\\_lea\\_flet\\_nedsonic\\_v3.pdf](https://www.nedschroef.com/data/files/content/9.011_nedschroef_lea_flet_nedsonic_v3.pdf) (abgerufen am 31.08.2018)
- [NN03] N.N.: Tactilus Bolt Switsch. Unter:  
<http://www.sensorprod.com/tactilus/pdf/Tactilus-Bolt-Switch.pdf>, (abgerufen am: 31.08.2018).
- [NN04] N.N.: Intelligente Unterlegscheibe zur Messung von Kräften in Schraubenverbindungen. Unter:  
[https://www.ist.fraunhofer.de/content/dam/ist/de/documents/jb/2012/p40\\_Biasas\\_Unterlegscheibe\\_Messung\\_Kraefte\\_in\\_Schraubverbindungen\\_de.pdf](https://www.ist.fraunhofer.de/content/dam/ist/de/documents/jb/2012/p40_Biasas_Unterlegscheibe_Messung_Kraefte_in_Schraubverbindungen_de.pdf) (abgerufen am: 31.08.2018).
- [NN05] N.N.: Aerospace Fastener Applications Part 1, unter:  
<https://slideplayer.com/slide/3560213/> (abgerufen am 18.08.2018).
- [NN06] N.N.: Conbolt - Die ökonomische Art Schrauben sicher anzuziehen, unter: [https://www.jungeblodt.de/pdfs/JB\\_conboltflyer.pdf](https://www.jungeblodt.de/pdfs/JB_conboltflyer.pdf) (abgerufen am 28.08.2018).
- [NN07] N.N.: Measurement of the Glass Transition Temperature Using Dynamic Mechanical Analysis. Unter:  
<http://www.tainstruments.com/pdf/literature/TS64.pdf>, (abgerufen am 19.08.2018).
- [NN08] N.N.: Wegweiser für eine sichere Dichtverbindung an Flanschen – Teil 1 – Leitfaden für Wartungspersonal, Ingenieure, Monteure. EAS / FSA Publikation Nr. 009 / 98. 2000.

- [NN09] N.N.: Auslegung von Flanschverbindungen aus glasfaserverstärktem Kunststoff für die chemische Industrie. Schlussbericht AiF-Forschungsvorhaben 14235 BG, 2007.
- [NN10] N.N.: How RotaBolt works. Unter: <https://www.rotabolt.co.uk/how-rotabolt-works/>; (abgerufen am 28.08.2018).
- [NN11] MSFC-STD-486-B, Standard, Threaded Fasteners, Torque limits for, 1992.
- [NN12] N.N.: Überwachung der Vorspannung an Schraubverbindungen mittels faseroptischem Schraubensensor "MoniBolt". Unter: [https://www.fibreforce.de/MoniBolt\\_DE.html](https://www.fibreforce.de/MoniBolt_DE.html), (abgerufen am 29.03.2019)
- [NN13] N.N.: Delnut. Unter: <http://www.delnut.com/index.htm>, (abgerufen am 24.06.2019)
- [NN14] N.N.: Ejot Springhead, Schrauben mit integrierter Federscheibe. Unter: [https://www.ejot.com/medias/sys\\_master/products/h3b/h8e/8989402038302/EJOT-SpringHead-Flyer-05.18.pdf](https://www.ejot.com/medias/sys_master/products/h3b/h8e/8989402038302/EJOT-SpringHead-Flyer-05.18.pdf), (abgerufen am 25.06.2019)
- [NN15] N.N.: Spirol Compression Limiters. Unter: [http://www.spirol.de/library/main\\_catalogs/cmpl\\_de.pdf](http://www.spirol.de/library/main_catalogs/cmpl_de.pdf), (abgerufen am 28.05.19)
- [NN16] N.N.: Tg - Glasübergangstemperatur bei Epoxies, unter: <https://www.jpkkummer.com/sites/default/files/Tech%20Tip%2023%20-%20Tg%20-%20Glas%3%BCbergangstemperatur.pdf>, (abgerufen am 05.07.2019)
- [NN17] N.N.: Materialdatenblatt Fe-Alloy Invar 36. Unter: [https://www.slm-solutions.com/fileadmin/user\\_upload/MDS\\_Fe-Alloy\\_Invar36\\_0219.pdf](https://www.slm-solutions.com/fileadmin/user_upload/MDS_Fe-Alloy_Invar36_0219.pdf), (abgerufen am 10.09.2019)
- [NN18] N.N.: Zerodur Zero Expansion Glass Ceramic. Unter: [https://www.schott.com/d/advanced\\_optics/f7ae3c11-0226-4808-90c7-59d6c8816daf/1.3/schott\\_zerodur\\_katalog\\_july\\_2011\\_en.pdf](https://www.schott.com/d/advanced_optics/f7ae3c11-0226-4808-90c7-59d6c8816daf/1.3/schott_zerodur_katalog_july_2011_en.pdf), (abgerufen am 10.09.2019)
- [NN19] N.N.: 51CrV4 Vergütungsstahl. Unter: [https://www.salzgitter-flachstahl.de/fileadmin/footage/MEDIA/gesellschaften/szfg/informationmaterial/produktinformationen/warmgewalzte\\_produkte/deu/51crv4.pdf](https://www.salzgitter-flachstahl.de/fileadmin/footage/MEDIA/gesellschaften/szfg/informationmaterial/produktinformationen/warmgewalzte_produkte/deu/51crv4.pdf), (abgerufen am 12.09.2019)

- [NN20] N.N.: Industrial Indicators, Smartbolts. Unter: <http://www.smartbolts.com/>, (abgerufen am 04.10.2019)
- [NN21] N.N.: Kleine Verbindung, großer Halt?. Unter: <https://blog.vdi.de/2015/10/kleine-verbinding-grosser-halt/>, (abgerufen am 05.10.2019)
- [Nol08] Noll, T. J.: Beitrag zur Entwicklung punktueller Lasteinleitungen und Verbesserung der Versagensanalyse für Faser-Kunststoff-Verbund-Strukturen unter zyklischer Belastung. Dissertation, TU Kaiserslautern, 2008.
- [Oul11] Ould-Brahim, N.; Bouzid, A. H.; Brailovski, V.: Characterisation of a bolted joint with a shape memory alloy stud. In: WIT Transactions on Engineering Sciences. Vol. 72, S. 339 - 347, 2011.
- [Pak09] Pakdil, M.: Failure analysis of composite single bolted-joints subjected to bolt pretension. In: Indian Journal of Engineering & Materials Science. Vol. 16, S.79-85, 2009.
- [Pan99] Pang, F.; Wang, S. H.: Activation theory for creep of woven composites. In: Composites Part B: Engineering, Vol. 30, Issue 6, S. 613 - 620, 1999.
- [Par01] Park, H.-J.: Effects of stacking sequence and clamping force on the bearing strengths of mechanically fastened joints in composite laminates. Composite Structures, Vol. 53, Issue 2, S. 313 - 221, 2001.
- [Pel05] Pelletier, K; Caccese, V.; Berube, K. A.: Influence of stress relaxation in hybrid composite metal connections. Report Nr. UM-MACH-RPT-01-02, Department of Mechanical Engineering, University of Maine, 2005.
- [Pel98] Pelletier, K. N.: Influence of stress relaxation on watertight integrity of hybrid bolted joints. Masterarbeit: University of Maine, 2003.
- [Per97] Persson, E.; Eriksson, I.; Hammersberg, P.: Propagation of Hole Machining Defects in Pin-Loaded Composite Laminates. In: Journal of Composite Materials, Vol. 31, Issue 4, S. 383 - 408, 1997.
- [Pet97] Pettersen, K.; Fairchild, S.: Stress Relaxation in Bolted Joints of Die Cast Magnesium Components. SAE Technical Paper 970326, 1997.
- [Pha16] Phares, B.; Lee, Y.-S. ; Brockman, T.; Rooney, J.: Investigation of High-Strength Bolt-Tightening Verification Techniques. InTrans Projekt 14-501, 2016. Unter: [http://publications.iowa.gov/21889/1/IADOT\\_InTrans\\_RB07-](http://publications.iowa.gov/21889/1/IADOT_InTrans_RB07-)

- 014\_Phares\_Investigation\_of\_High\_Strength\_Bolt\_Tightening\_2016.pdf, (abgerufen am 23.09.2019).
- [Puc96] Puck, A.: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten; Modelle für die Praxis. Carl Hanser Verlag München n, ISBN: 3446181946, 1996.
- [Rac13] Rack, A.; Bayerdörfer, I.: Anforderungen und Gestaltung von Verschraubungen mit hochfesten Faserverbundbauteilen. In: Cluster-Treff, Schrauben als Verbindungsmittel für moderne Werkstoffe in der Mobilität. Arnold Umformtechnik GmbH Co. KG, Forchtenberg, 2013.
- [Röt27] Röttscher, F.: Die Maschinenelemente. Springer, Berlin, ASIN: 1927.
- [Sar90] Sarisley, E. F.; Accorsi, M. L.: Prestress level in stress-laminated timber bridges. In: Journal of Structural Engineering, Vol. 116, Issue 11, S. 3003 - 3019, 1990.
- [Sca15] Scattina, A.; Roncato, D.; Belingardi, G.; Martino, G.: Investigation of creep phenomenon on composite material for bolt connections. In: Composite Structures, Vol. 134, S. 378 - 384, 2015.
- [Sch01] Scheiding, W.: Beitrag zur Ermittlung der Gebrauchseigenschaften von Schraubenverbindungen mit Magnesiumkomponenten. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2001.
- [Sch04] Schaumann, P.; Rutkowski, T.: InSitu – Vorspannkräfte großer Schrauben bei Windenergieanlagen. 1. Münchener Forum für Verbindungstechnologie im Stahl-, Maschinen-, und Anlagenbau. 2004. Unter: [https://www.stahlbau.uni-hannover.de/uploads/tx\\_tkpublikationen/2004-12-02\\_Rutkowski.pdf](https://www.stahlbau.uni-hannover.de/uploads/tx_tkpublikationen/2004-12-02_Rutkowski.pdf), (abgerufen am: 23.09.2019).
- [Sch05] Schneider, E.; Herzer, R.; Braunbach, K. H.: Ultraschall-System zur on-line Bestimmung der Schraubenvorspannkraft und zur Schraubersteuerung. In: DGZfP-Jahrestagung, DGZfP-Berichtsband 94-CD, Vortrag 45, Rostock, 2005. Unter: <http://www.ultrasonic.de/article/dgzfp/pdf/zfp100-schneider.pdf>, (abgerufen am 23.09.2019).
- [Sch06] Schubel, P. M.; Luo, J. J.; Daniel, I. M.: Through-thickness Characterization of Thick Composite Laminates. 2006 SEM Annual Conference & Exposition on Experimental and Applied Mechanics, Saint Louis, 2006.

- [Sch06a] Schaumann, P.; Rutkowski, T.: Messung von erzielten Vorspannkraften unter realen Montagebedingungen. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben ZP 52-5-16.110-1024/02. 2006. Unter: [https://www.irbnet.de/daten/kbf/kbf\\_d\\_T\\_3112.pdf](https://www.irbnet.de/daten/kbf/kbf_d_T_3112.pdf), (abgerufen am 23.06.2019).
- [Sch07] Schoft, S. A. W.: Zum Langzeitverhalten elektrotechnischer Verbindungen unter Berücksichtigung des Kriechens der Leitermaterialien. Dissertation, Technisch Universität Dresden, 2007.
- [Sch07a] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. 2., bearbeitete und erweiterte Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, ISBN: 9783540721895, 2007.
- [Sch13] Schulz, M.: Ein Beitrag zur Modellierung des Zeitstandverhaltens von Faserverbundwerkstoffen im Hinblick auf die Anwendung an Hochdruckspeichern. Dissertation, TU Berlin, 2013.
- [Sch86] Schürmann, H.: Zur Erhöhung der Belastbarkeit von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden durch gezielt eingebrachte Eigenspannungen. Dissertation, Universität Kassel, 1986.
- [Sch91] Schmitt, R. R.: Viscoelastic relaxation in bolted thermoplastic composite joints. Masterarbeit, University of Nebraska, 1984.
- [Sel14] Selimi, I.; Hellmig, R. J.: FEM-Simulation des Vorspannkrafterhalts von Federkopfschrauben unter thermischer Belastung. In: VDI-Berichte Nr. 2239, Düsseldorf, 2014.
- [She76] Shen, C.-H.; Springer, G. S.: Moisture Absorbtion and Desorption of Composite Materials. In: Journal of Composite Materials, Vol. 10, Issue 1, S. 2 - 20, 1976.
- [Shi82a] Shivakumar, K. N.; Crews, J. H.: An equation for bolt clampup relaxation in transient environment. NASA Technical Memorandum 84480. 1982. Unter: [https://www.researchgate.net/publication/23844665\\_An\\_Equation\\_for\\_Bolt\\_Clampup\\_Relaxation\\_in\\_Transient\\_Environments](https://www.researchgate.net/publication/23844665_An_Equation_for_Bolt_Clampup_Relaxation_in_Transient_Environments) (abgerufen am 24.09.2019).
- [Shi82b] Shivakumar, K. N.; Crews, J. H.: Bolt clampup relaxation in a graphite/epoxy laminate. In: ASTM Symp. on the Long-Term Behavior of Composites, Williamsburg, NASA Technical Memorandum 83268. 1982. Unter:

- [https://www.researchgate.net/publication/4690309\\_Bolt\\_clampup\\_relaxation\\_in\\_a\\_graphiteepoxy\\_laminate](https://www.researchgate.net/publication/4690309_Bolt_clampup_relaxation_in_a_graphiteepoxy_laminate) (abgerufen am 24.09.2019).
- [Sho96] Shoberg, R. S.: Schraubfallanalyse mit Drehmoment-Drehwinkel Abdruck. In: Fastener Technology International, 1996. Unter: [http://www.hexagon.de/tasign\\_d.htm](http://www.hexagon.de/tasign_d.htm) (abgerufen am 24.09.2019).
- [Sie96] Sieracki, E.; Velazquez, J. J.; Kabiri, K.: Compressive Stress Retention Characteristics of High Pressure Die Casting Magnesium Alloy. In: Journal of Materials & Manufacturing, Vol. 105, S. 553 - 557, 1996.
- [Sim11] Sims, D. I.; Siadat, M.-R.; Nassar, S.: Toward Real-time Clamping Load Measurement Using DSPI. In: Proceedings of the SPIE, Vol. 8494, Article id. 84840I, 2012.
- [Soh98] Sohn, K. Y.; Yurko, J. A.; Jones, J. W.; Kearns, J. E.; Allison, J. E.: Bolt-Load Retention Behavior of Die-Cast AZ91D and AE42 Magnesium. SAE Technical Paper 980090, 1998.
- [Soy12] Soykok, I. F.; Sayman, O; Ozen, M.: Low temperature and tightening torque effects on the failure response of bolted glass fiber/epoxy composite joints. In: Journal of Composite Materials, Vol. 47, Issue 26, S. 1 - 2, 2012.
- [Sta17] Schornstein, B.; Staschko, R.; Fuchs, N.; Glück, N.: Manufacturing Principle for Z-Pin Reinforced FRP Composite Laminates in the Case of Bolted Joints. In: Lightweight Design worldwide, Ausgabe 03/2017. Unter: [https://www.researchgate.net/publication/318134107\\_Manufacturing\\_Principles\\_for\\_Z-Pin\\_Reinforced\\_FRP\\_Composite\\_Laminates\\_in\\_the\\_Case\\_of\\_Bolte\\_d\\_Joints](https://www.researchgate.net/publication/318134107_Manufacturing_Principles_for_Z-Pin_Reinforced_FRP_Composite_Laminates_in_the_Case_of_Bolte_d_Joints) (abgerufen am 24.09.2019).
- [Ste99] Steurer, A.: Das Tragverhalten und Rotationsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen. Bericht – Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, 1999. Unter: <https://www.research-collection.ethz.ch/handle/20.500.11850/144495> (abgerufen am 24.09.2019).
- [Sto12] Stocchi, C.; Robinson, P.; Pinho, S. T.: Using strain gauges to monitor bolt clamping force and fracture in composite joints during fatigue tests. In: 15<sup>th</sup> European conference on composite materials ECCM15, Venice, Italy, 2015. Unter:

- <http://www.escm.eu.org/eccm15/data/assets/1076.pdf> (abgerufen am 24.09.2019).
- [Sun02] Sun, H. T.; Chang, F. K.; Qing, X.: The Response of Composite Joints with Bolt-Clamping Loads, Part 2: Model Verification. In: Journal of Composite Materials, Vol. 36, Issue 1, S. 69 - 92, 2002.
- [Tan92] Tan, S. C.: Analysis of bolted and bonded composite joints. Wright Materials Research, UDR-TR-92-120. Interi Report under Air Force Contract F33615-89-C-5643, Beavercreek Ohio, 1992. Unter: <https://apps.dtic.mil/dtic/tr/fulltext/u2/a267792.pdf> (abgerufen am 24.09.2019).
- [Ten01] Tendo, M.; Yamada, K.; Shimura, Y.: Stress Relaxation Behavior at High-Tension Bolted Connections of Stainless-Steel Plates. In: Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 123, Issue 2, S. 198 - 202, April 2001.
- [Tho08] Thoppul, S. D.; Gibson, R. F.; Ibrahim, R. A.: Phenomenological Modeling and Numerical Simulation of Relaxation in Bolted Composite Joints. Journal of Composite Materials, Vol. 42, Issue 17, S. 1709 - 1729, 2008.
- [Tho11] Thompson, L. F.: Through-Thickness Compression Testing and Theory of Carbon Fibre Composite Materials, Dissertation, University of Manchester, 2011.
- [Tho14] Lannewehr + Thomsen GmbH: Technische Information. Unter: [https://flangevalid.com/uploads/montage/MessUnterlegscheibe\\_boltvalid.pdf](https://flangevalid.com/uploads/montage/MessUnterlegscheibe_boltvalid.pdf), (abgerufen am 30.08.18).
- [Tom00] Tome, A.; Vorspannkraftrelaxation von Kunststoff-Direktverschraubungen. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg. 2000.
- [Tur84] Turlach, G.: Verbindungselemente für GFK-Strukturen. VDI-Z, Vol. 126, S. 23 - 30, 1984.
- [VDI2230] VDI 2230 Blatt 1:2003-02, Systematische Berechnung hochbeanspruchter, Zylindrische Einschraubenverbindungen.
- [Wan03] Wang, Y.-Ch.: Präzisionsprüfgerät für Nanomesstaster. Dissertation, TU Ilmenau, 2003.
- [Wan13] Wang, T.; Song, G.; Liu, S.; Li, Y.; Xiao, H.: Review of Bolted Connection Monitoring. In: International Journal of Distributed Sensor Networks, Vol. 9, Issue 12, 2013. Unter:

- <https://journals.sagepub.com/doi/pdf/10.1155/2013/871213>  
(abgerufen am 24.09.2019).
- [Wel42] Wellinger, K.; Keil, E.: Der Spannungsabfall in Stahlschrauben bei höherer Temperatur unter Last. Archiv für das Hüttenwesen, Heft 10, 15. Jahrgang, 1942.
- [Wes05] Westphal, K.; Mulherkar, T.; Scheiding, W.: Joining of Magnesium Components Using Al Fasteners. Unter:  
[http://www.kamax.com/fileadmin/user\\_upload/dokumente/veroeffentlichungen/joining\\_of\\_mg.pdf](http://www.kamax.com/fileadmin/user_upload/dokumente/veroeffentlichungen/joining_of_mg.pdf), (abgerufen am 19.08.2018).
- [Wie07] Wiegand, H.; Kloos, K. H.; Thomala, W.: Schraubenverbindungen, Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung, 5. Auflage, Springer, ISBN 9783540212829, 2007.
- [Wie62] Wiegand, H.; Illgner, K. H.: Zur Meßmethodik des Vorspannkraftverlustes warmfester Schraubenverbindungen. In: Materialprüfung, Vol. 4, S. 21 - 25, 1962.
- [Wie65] Wiegand, H.; Illgner, K. H.; Beelich, K. H.: Über die Verminderung der Vorspannung von Schraubenverbindungen durch Setzbeträge. In: Werkstatt und Betrieb, Vol. 98, Issue 11, S. 823 - 827, 1965.
- [Wie68a] Wiegand, H.; Beelich, K. H.: Relaxation bei statischer Beanspruchung von Schraubenverbindungen. Draht-Welt, Vol. 54, Issue 5, S. 306 - 323, 1968.
- [Wit13] Wittel, H.; Muhs, D.; Jannasch, D.; Voßiek, J.: Roloff/Matek Maschinenelemente. Normung, Berechnung, Gestaltung, 21. Auflage, Springer Vieweg, ISBN 9783658023263, 2013.
- [Xia18] Xiao, Y.: Time-temperature-dependent response and analysis of preload relaxation in bolted composite joints. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites. Vol. 37, Issue 7, S. 460 - 474, 2018.
- [Yan99] Yang, J.; DeWolf, J. T.: Mathematical model for relaxation in high-strength bolted connection. In: Journal of Structural Engineering, Vol. 125, Issue 8, S. 803 - 809, 1999.
- [Yao11] Yao, Y.: Polymerwerkstoff-Direktverschraubungen: Einsatz von Experiment und Simulation zur Analyse des Vorspannkraftverlaufes. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2011.
- [Yas99] Yasui, H.; Tanaka, H.; Fujii, I.; Kawashima, K.: Acoustoelastic axial stress measurement of short bolts with longitudinal and transverse



- waves. In: Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation, Vol. 18, S. 1903 - 1909, 1999.
- [Yas99a] Yasui, H.; Tanaka, H.; Fujii, I.; Kawashima, K.: Ultrasonic Measurement of Axial Stress in Short Bolts with Consideration of Nonlinear Deformation. In: JSME International Journal Series A Solid Mechanics and Material Engineering, Vol. 42, Issue 1, S. 111 - 118, 1999.
- [Zha02] Zhao, Y.: Torque limit for bolted joint for composites. Part a: TTTC properties of laminate composite. Marshall space flight center, 2002. Unter:  
<https://ntrs.nasa.gov/archive/nasa/casi.ntrs.nasa.gov/20030093630.pdf> (abgerufen am 24.09.2019).
- [Zha16] Zhang, Z.; Xiao, Y.; Liu, Y.; Su, Z.: A quantitative investigation vibration durability of viscoelastic relaxation in bolted composite joints. In: Journal of Composite Materials, Vol. 50, Issue 29, 2016.
- [Zim14] Zimmermann, P.: Entwicklung einer aktiven Kabelklemme auf Basis von Formgedächtnislegierungen. In: 8. Tagung „Feinwerktechnische Konstruktionen, 2014. Unter: [http://www.dgft-ev.de/files/Berichte/2014\\_Zimmermann\\_Formgedaechtnis.pdf](http://www.dgft-ev.de/files/Berichte/2014_Zimmermann_Formgedaechtnis.pdf) (abgerufen am 24.09.2019).

Die Schraubenvorspannkraftrelaxation ist ein Schädigungsmechanismus bei Schraubenverbindungen, der zu einem kompletten Funktionsverlust der Verbindung im Betrieb führen kann. Besonders häufig tritt die Vorspannkraftrelaxation bei der ungeeigneten Auslegung und der Verwendung von Leichtbauwerkstoffen auf. Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff ist ein typischer Vertreter der Leichtbauwerkstoffe und stellt aufgrund seiner Vielfalt und Komplexität bei der Verbindung mit Schrauben eine besondere Herausforderung dar. Die Wissensbasis zur vorspannkraftorientierten Auslegung solcher Verbindungen ist gering. In dieser Arbeit wird das zeitliche Vorspannkraftverhalten von für den Automobilbau relevanten Schraubenverbindungen mit endlosfaserverstärkten Kohlenstofffaser-Kunststoff-Verbunden näher untersucht. Der Fokus liegt dabei auf der Untersuchung von Einflussfaktoren wie bspw. der Montagevorspannkraft, der Umgebungstemperatur, des Faservolumengehalten und vielen mehr. Auf Basis der Erkenntnisse werden Optimierungsansätze hinsichtlich der Schraubmontage, der konstruktiven Gestaltung der Verbindung sowie der werkstofflichen Gestaltung des faserverstärkten Kunststoffes erarbeitet, welche dem Anwender helfen sollen, derartige Schraubenverbindungen mit dem Blick auf den Vorspannkraftherhalt besser auslegen zu können.