

# **Reibschlüssige Lastübertragung in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen**

Dipl.-Ing. Florian Falk Hermsdorf

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik der Universität der Bundeswehr München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Gutachter:

1. Prof. (i.R.) Dr.-Ing. Helmut Rapp
2. Prof. Dr.-Ing. Christoph Friedrich

Die Dissertation wurde am 21.07.2020 bei der Universität der Bundeswehr München eingereicht und durch die Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik am 17.04.2021 angenommen. Die mündliche Prüfung fand am 07.05.2021 statt.

# Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Leichtbau an der Universität der Bundeswehr München. Nachfolgend möchte ich mich bei den Personen bedanken, ohne deren Unterstützung diese Arbeit nicht zustande gekommen wäre.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. (i.R.) Dr.-Ing. Helmut Rapp für die exzellente Betreuung. Er stand stets bei Fragen und Problemen zur Verfügung – auch nach seiner Zeit als Institutsleiter. Seine wertvollen fachlichen Anregungen haben entscheidend zum Gelingen der Arbeit beigetragen.

Ich möchte Prof. Dr.-Ing. Philipp Höfer, der die Leitung des Instituts für Leichtbau Anfang Januar 2019 angetreten hat, für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission und für das Einräumen der erforderlichen Freiräume zur Fertigstellung der Dissertation danken. Ebenfalls möchte ich Prof. Dr.-Ing. Christoph Friedrich für seine Tätigkeit als Zweitgutachter danken.

Mein Dank gilt Dr.-Ing. Ottmar Breuer, der sich stets Zeit für die Bedienung der servohydraulischen Prüfanlage genommen hat. Ohne ihn wären die vielen aufwändigen zug-schwellenden Versuche nicht möglich gewesen.

Ich möchte mich bei meinen Institutskollegen Felix Brandmayr, Thomas Matzies, Florian Herrla und Nikolas Korte für die gegenseitige Unterstützung insbesondere bei Labortätigkeiten bedanken. Mein Dank gilt Anton Bachmayer für das Anpassen von Versuchsaufbauten und das Bohren der vielen Durchgangslöcher.

Ich danke dem Institut für Mechanik und dem Institut für Werkstoffkunde der Universität der Bundeswehr München für die Möglichkeit zur Durchführung von DSC-Analysen und zur Anfertigung von Schliffbildaufnahmen. Dabei sind insbesondere Christoph Mittermeier, Cornelia Mischo und Torsten Thäsler zu nennen. Für die Bereitstellung von CFK-Platten von der Firma AUDI AG im Rahmen des MAI Last Projektes gilt mein Dank Robert Thomas.

Bedanken möchte ich mich außerdem bei meiner Familie und meinen Freunden für ihren enormen Rückhalt. Sie unterstützten und motivierten mich auch in den schwierigsten Phasen meiner Promotion.

# Kurzfassung

Reibschlüssige Schraubverbindungen weisen gegenüber den in Hochleistungsfaserverbundstrukturen meist verwendeten formschlüssigen Bolzen- und Nietverbindungen den nicht unerheblichen Vorteil des Toleranzausgleichs zwischen den zu verbindenden Strukturteilen auf. Damit entfallen in der Endmontage spanende Bearbeitungsvorgänge, wodurch Kosten eingespart werden können. Nachteil dieser Verbindungen ist, dass die Schraubenvorspannung senkrecht zur Laminebene wirkt und damit die Gefahr besteht, dass diese Vorspannung im Lauf der Betriebszeit abnimmt und die Verbindung ihre Aufgabe nicht mehr erfüllen kann. Das Ziel ist daher die Ermittlung der Tragfähigkeit von reibschlüssigen Schraubverbindungen mit Füge­teilen aus kohlenstoff­faserverstärkten Kunststoffen (CFK) unter statischer Belastung und des Verhaltens unter zug-schwellender Belastung.

Als Grundlagen der reibschlüssigen Lastübertragung werden Vorspannkraftverluste durch Setzen und Kriechen in CFK-Schraubverbindungen und der Haftreibungskoeffizient zwischen CFK/CFK, CFK/Aluminium und CFK/Stahl ermittelt. Im Rahmen von Vorspannkraftmessungen wird der Einfluss des Platten- bzw. Matrixwerkstoffes, der Temperatur, des Lagenaufbaus, der Montagevorspannkraft, der Anzahl der inneren CFK/CFK-Trennfugen und einer Warm-Montage auf den Vorspannkraftverlust analysiert. Zur Vorhersage des Vorspannkraftverlustes durch Kriechen wird ein eindimensionales analytisches Modell basierend auf der linearen Thermoviskoelastizität vorgestellt und mit der Finite-Elemente-Methode verifiziert.

Die reibschlüssige Lastübertragung wird grundlegend anhand von doppelschnittigen M8 Schraubverbindungen mit CFK/CFK-, CFK/Stahl- und CFK/Aluminium-Paarungen numerisch, analytisch und experimentell untersucht. Die Analysen ergeben, dass unter Zugbelastung eine Vorspannkraftänderung durch Querkontraktionseffekte und lokales Gleiten der Füge­teile entsteht, diese jedoch die maximal übertragbare Kraft nur in geringem Maße beeinflusst. Aus statischen Zugversuchen wird eine starke Abhängigkeit der maximal übertragbaren Kraft von der Reibungsbedingung zwischen den CFK-Füge­teilen festgestellt. Zug-schwellende Prüfungen mit einer Maximalkraft von 90 % der statischen Maximalkraft zeigen, dass ein temperaturabhängiger Vorspannkraftverlust nicht zu einem Durchrutschen der Füge­teile führt und der Reibschluss dauerhaft erhalten bleibt.

Die Ergebnisse werden durch die numerische und experimentelle Untersuchung der reibschlüssigen Lastübertragung eines realitätsnahen Lasteinleitungsszenarios (einschnittige Mehrschraubverbindung) bestätigt. Es zeigt sich, dass reibschlüssige Schraubverbindungen mit polymeren Faserverbund-Füge­teilen prinzipiell für strukturelle Anwendungen geeignet sind. Bei dünnen Füge­teilen und hohen Montagevorspannkraften können sogar höhere Tragfähigkeiten als mit formschlüssigen Bolzen- oder Nietverbindungen erreicht werden.

# Abstract

Bolted and riveted joints are often used in high performance composite structures. Compared to these joints pretensioned bolted joints offer the not inconsiderable advantage of a tolerance compensation between the clamping components. Thus, no machining processes in the final assembly are necessary and costs can be saved. The disadvantage of pretensioned bolted joints is the perpendicular to laminate plane acting bolt pretension. Therefore, the risk of decreasing pretension during operation exists, which can result in a failure of the joint. Hence, the aim of the present work is the determination of the load carrying capacity of pretensioned bolted joints with clamping components made of carbon fiber reinforced polymers (CFRP) under static loading and their behavior under cyclic loading.

The preload relaxation by embedding and creeping as well as the coefficient of static friction between CFRP/CFRP, CFRP/aluminum and CFRP/steel are determined as fundamentals of load transfer by friction. Within the framework of preload measurements, the influence of plate or matrix material, temperature, layup, assembly preload, number of CFRP/CFRP interfaces and hot-assembly on the preload relaxation are analyzed. In order to predict the preload relaxation an one-dimensional analytical model, based on the linear thermoviscoelasticity, is presented and verified by the Finite Element Method.

The load transfer by friction is fundamentally investigated analytically, numerically and experimentally by means of M8 double lap joints with CFRP/CFRP, CFRP/aluminum and CFRP/steel material pairings. It is found that preload relaxation due to transversal contraction and local sliding of the clamping components occur, however, the impact on the maximum transferable load is low. From static tensile tests a strong dependency of the maximum transferable load on the friction condition is observed. Cyclic tensile tests with a maximum load of 90 % of the maximum static load show that a temperature dependent preload loss does not result in a sliding of the clamping parts and that the friction grip is maintained permanently.

The results are confirmed by the numerical and experimental investigation of the load transfer by friction in a realistic application (single-lap multi-bolted joint). It is shown that pretensioned bolted joints with clamping components made of fiber reinforced polymers are suited for structural applications in principal. By using thin clamping components and high assembly preloads even higher load carrying capacities can be obtained as for bolted and riveted joints transferring loads by bearing stresses.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Symbol- und Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>VII</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Zielstellung und Motivation . . . . .	1
1.2 Inhalt der Arbeit . . . . .	2
<b>2 Stand der Technik</b>	<b>4</b>
2.1 Lasteinleitungen in Faserverbundstrukturen . . . . .	4
2.2 Reibschlüssige Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen	6
2.3 Vorspannkraftverluste in Schraubenverbindungen . . . . .	9
2.3.1 Setzen und Kriechen in Schraubenverbindungen . . . . .	9
2.3.2 Vorspannkraftverluste in polymeren Faserverbund-Schraubenverbindungen	11
2.4 Reibungsverhalten polymerer Werkstoffe . . . . .	18
2.5 Schlussfolgerung . . . . .	21
<b>3 Grundlagen der Viskoelastizität</b>	<b>25</b>
3.1 Begriffe und Eigenschaften . . . . .	25
3.2 Viskoelastische Modelle . . . . .	26
3.3 Integrale Formulierung des Materialgesetzes . . . . .	29
3.4 Korrespondenzprinzip . . . . .	31
3.5 Quasi-elastische Lösung . . . . .	32
3.6 Nicht isotherme Bedingungen . . . . .	32
<b>4 Vorspannkraftverluste</b>	<b>36</b>
4.1 Vorspannkraftmessungen . . . . .	36
4.1.1 Versuchsaufbau, -durchführung und -auswertung . . . . .	37
4.1.2 Probekörper . . . . .	40
4.1.3 Einfluss des Platten- bzw. Matrixwerkstoffes bei Raumtemperatur . . .	41
4.1.4 Einfluss der Temperatur . . . . .	42
4.1.5 Einfluss des Lagenaufbaus . . . . .	46
4.1.6 Einfluss der Montagevorspannkraft . . . . .	48
4.1.7 Einfluss innerer CFK/CFK-Trennfugen . . . . .	51
4.2 Zur Reduktion von Vorspannkraftverlusten: Warm-Montage . . . . .	53
4.2.1 Das Prinzip der Warm-Montage . . . . .	53
4.2.2 Messergebnisse . . . . .	55
4.3 Berechnung von Schraubenvorspannkraften . . . . .	58
4.3.1 Vorbetrachtungen . . . . .	58
4.3.2 Relaxationsverhalten der CFK-Platte . . . . .	60
4.3.3 Finite-Elemente-Modelle . . . . .	70

4.3.4	Analytisches Modell . . . . .	72
4.3.5	Ergebnisse . . . . .	79
4.4	Theoretische Auslegungskriechfunktionen . . . . .	83
4.5	Zusammenfassung . . . . .	85
<b>5</b>	<b>Reibschlüssige Lastübertragung in doppelschnittigen Schraubenverbindungen</b>	<b>88</b>
5.1	Haftreibungversuche . . . . .	88
5.1.1	Prüfstand und Versuchsdurchführung . . . . .	89
5.1.2	Messergebnisse . . . . .	90
5.2	Finite-Elemente-Analyse . . . . .	91
5.2.1	Modellierung . . . . .	92
5.2.2	Analyse der Lastübertragung . . . . .	94
5.2.3	Einfluss der Orthotropie der Füge­teile . . . . .	99
5.3	Analytische Betrachtungen . . . . .	100
5.3.1	Berücksichtigung der Füge­teil­quer­kon­trak­tion . . . . .	100
5.3.2	Vergleich mit Finite-Elemente-Berechnungen . . . . .	103
5.4	Experimentelle Untersuchungen . . . . .	104
5.4.1	Betrachtete Schraubenverbindung und Probekörper . . . . .	106
5.4.2	Statische Belastung . . . . .	107
5.4.3	Zug-schwellende Belastung . . . . .	113
5.5	Verschleißuntersuchungen . . . . .	120
5.6	Zusammenfassung . . . . .	122
<b>6</b>	<b>Untersuchung eines realitätsnahen Lasteinleitungsszenarios</b>	<b>124</b>
6.1	Finite-Elemente-Analyse . . . . .	125
6.1.1	Modellierung . . . . .	125
6.1.2	Analyse der Lastübertragung . . . . .	127
6.2	Experimentelle Untersuchungen . . . . .	131
6.2.1	CFK-Platten . . . . .	131
6.2.2	Versuchsaufbau und -durchführung . . . . .	132
6.2.3	Statische Belastung . . . . .	134
6.2.4	Zug-schwellende Belastung . . . . .	138
<b>7</b>	<b>Interpretation und Vergleich der Ergebnisse</b>	<b>141</b>
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>146</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>151</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>158</b>
	<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>163</b>
	<b>Anhang</b>	<b>165</b>

# Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

## Abkürzungen

Al	Aluminium
BA	biaxial
CF	Kohlenstofffaser
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
GF	Glasfaser
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
DMS	Dehnungsmessstreifen
DSC	dynamische Differenzkalorimetrie
EP	Epoxid
FE, FEM	Finite Elemente, Finite-Elemente-Methode
HBM	Hottinger Baldwin Messtechnik
KTL	kathodische Tauchlackierung
PA6	Polyamid 6
QI	quasi-isotrop
RT	Raumtemperatur
RTM	Resin Transfer Molding
RVE	repräsentatives Volumenelement
SIM	Stepped Isothermal Method
SMC	Sheet Molding Compounds
St	Stahl
TE	Thermoelement
UD	unidirektional
VE	Vinylester
ZTVP	Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip

## Lateinische Buchstaben

$A$	Querschnittsfläche
$A_{\text{ers}}$	Ersatzquerschnittsfläche
$A_{\perp}$	Querschnittsfläche senkrecht zur Fügelebene
$[A]$	Dehnsteifigkeitsmatrix
$a_T$	horizontaler thermischer Verschiebungsfaktor
$a_{T_w}$	horizontaler thermischer Verschiebungsfaktor infolge der Warm-Montage
$b$	Breite
$b_T$	vertikaler thermischer Verschiebungsfaktor
$C_{ijkl}$	Steifigkeitstensor

$C_{ij}(t)$	Elemente der Relaxationsmatrix $[C(t)]$
$[C(t)]$	Relaxationsmatrix
$d_h$	Bohrungsdurchmesser
$d_1, d_2$	Innen-, Außendurchmesser
$E$	Elastizitätsmodul
$E(t)$	Relaxationsfunktion
$E_{\text{FEM}}$	Elastizitätsmodul im Finite-Elemente-Modell
$E_\infty$	Gleichgewichtselastizität
$F$	Kraft
$F_H$	Haftreibungskraft
$F_K$	Klemmkraft
$F_M$	Montagevorspannkraft
$F_{\text{max}}$	maximal übertragbare Kraft
$F_N$	Normalkraft
$F_{\text{VN}}$	Nachzieh-Vorspannkraft
$F_R$	Reibungskraft
$\Delta F_{\text{th}}$	thermische Vorspannkraftänderung
$F_V$	Vorspannkraft
$\Delta F_{\text{VM,rel}}$	relativer Vorspannkraftverlust bezüglich der Montagevorspannkraft $F_M$
$\Delta F_{\text{VQ}}$	Vorspannkraftänderung infolge von Querkontraktion der Fügeteile
$F_{\text{V,zyk},0}$	Vorspannkraft vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung
$F_{\text{V,zyk},1}$	Vorspannkraft nach der zug-schwellenden Belastung
$F_{\text{zyk,max}}$	maximale Kraft der zug-schwellenden Belastung
$F_{\text{zyk,min}}$	minimale Kraft der zug-schwellenden Belastung
$F_Z$	Setzkraft
$f$	Frequenz
$f$	elastische Verformung
$f_M$	elastische Verformung durch die Montagevorspannkraft $F_M$
$f_{\text{pl}}$	plastische Verformung
$f_{\text{vis}}(t)$	viskose Verformung
$f_Z$	plastische Verformung durch Setzen, Setzbetrag
$f_{Z,\text{ges}}$	Gesamtsetzbetrag
$G$	Schubmodul
$G(t)$	Schubrelaxationsfunktion
$\Delta H$	Aktivierungsenergie
$h$	Dicke, Höhe
$\Delta h_Q$	Dickenänderung infolge von Querkontraktion
$J$	Nachgiebigkeit
$J(t)$	Kriechfunktion
$J_1$	Kriechparameter
$K(t)$	Volumenrelaxationsfunktion
$l$	Länge
$l_K$	Klemmlänge
$m_{\text{bT}}$	Parameter des vertikalen thermischen Verschiebungsfaktors $b_T$
$N$	Anzahl der Prony-Reihenterme
$n$	Kriechparameter

$n$	Anzahl
$n_{T,CFK}$	Anzahl der inneren CFK/CFK-Trennfugen
$p$	Druck
$R$	universelle Gaskonstante
$R$	Lastverhältnis der zug-schwellenden Belastung
$R_Z$	mittlere Rautiefe
$S_{ijkl}$	Nachgiebigkeitstensor
$s$	Variable der Laplace-Transformation
$t_M$	Montagezeitpunkt
$T$	Temperatur
$T_g$	Glasübergangstemperatur
$T_m$	mittlere Temperatur
$T_R$	Referenztemperatur
$T_W$	Temperatur der Warm-Montage
$t$	Zeit
$t_e$	Entlastungszeitpunkt
$t_W$	Zeitpunkt der Warm-Montage
$t_Z$	Setzzeit
$u$	Verschiebung
$u_{ges}$	Gesamtverformung
$\Delta u_G$	maximal zulässige Differenzverschiebung
$w_S$	Verschiebung des Schraubenschaftes in $z$ -Richtung
$x_h$	Randabstand der Bohrung

### Griechische Buchstaben

$\alpha$	relativer Relaxationsmodul
$\alpha$	Kraftangriffswinkel der Zugkraft
$\alpha_{th}$	Wärmeausdehnungskoeffizient
$\alpha_{th,ij}$	Wärmeausdehnungstensor
$\alpha_{th}(t)$	Kriechfunktion des Wärmeausdehnungskoeffizienten
$\alpha_{thi}(t)$	Elemente des Vektors $\{\alpha_{th}(t)\}$
$\beta$	Lastfaktor
$\delta$	elastische Nachgiebigkeit
$\delta_{FEM}$	elastische Nachgiebigkeit im Finite-Elemente-Modell
$\varepsilon$	Dehnung
$\varepsilon_{ij}, \varepsilon_{kl}$	Dehnungstensor
$\varepsilon_{ges,ij}$	Tensor der gesamten Dehnung (mechanisch und thermisch)
$\varepsilon_{mech,ij}$	Tensor der mechanischen Dehnung
$\varepsilon_{th,ij}$	Tensor der thermischen Dehnung
$\eta$	Viskosität
$\vartheta$	vergangene Zeit
$\mu$	Reibungskoeffizient
$\mu_G$	Gleitreibungskoeffizient
$\mu_H$	Haftreibungskoeffizient
$\mu_{H,eff}$	effektiver Haftreibungskoeffizient

$\mu_{H,eff,1}$	effektiver Haftreibungskoeffizient vor der zug-schwellenden Belastung
$\mu_{H,eff,2}$	effektiver Haftreibungskoeffizient nach der zug-schwellenden Belastung
$\mu_{H,T}$	Haftreibungskoeffizient in der Trennfuge
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\nu(t)$	zeitabhängige Querkontraktionszahl
$\nu_\infty$	Querkontraktionszahl im Gleichgewichtszustand $t \rightarrow \infty$
$\xi$	reduzierte Zeit
$\xi'$	vergangene reduzierte Zeit
$\xi_{th}$	reduzierte Zeit der Kriechfunktion $\alpha_{th}(t)$
$\sigma$	Spannung
$\sigma_{ij}, \sigma_{kl}$	Spannungstensor
$\tau$	Relaxationszeit
$\varphi$	Volumenanteil

### Indizes

F	Faser
ip	in-plane, in der Fügelebene
M	Matrix
oop	out-of-plane, senkrechte Richtung zur Fügelebene
P	Platte
S	Schraube
U	(Unterleg-)Scheibe
UD	unidirektional
0	Anfangszustand ( $t = 0$ )

### Koordinatensysteme

$\parallel, \perp$	UD-Schicht-Koordinatensystem mit Ausrichtung zur Faserrichtung
1,2,3	Schicht-Koordinatensystem
$x, y, z$	Laminat-Koordinatensystem

# 1 Einleitung

Heutzutage werden Faserverbundwerkstoffe in den verschiedensten Bereichen eingesetzt. Dazu zählen Luft- und Raumfahrt, Automobilbau, Maschinen- und Anlagenbau und nicht zuletzt die Sport- und Freizeitbranche. Besonders hervorzuheben sind kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK), da sich diese durch eine hohe Steifigkeit und Festigkeit bei einem geringen Gewicht auszeichnen. Aufgrund dieser hervorragenden Leichtbaueigenschaften können CFK-Werkstoffe zu einer Verringerung der Masse von Transportsystemen, wie z.B. Flugzeuge, Automobile oder Schienenfahrzeuge beitragen. Dies führt zu einem geringeren Energieverbrauch und damit zu einer Senkung des Ausstoßes von klimaschädlichen CO<sub>2</sub>-Emissionen. Um den massentauglichen Einsatz von CFK-Werkstoffen weiter voranzutreiben sind Kosteneinsparungen entlang der gesamten Wertschöpfungskette erforderlich. Dazu können kostengünstige und fertigungsgerechte Fügeverfahren einen wichtigen Beitrag leisten.

Ein kostengünstiges und bewährtes Fügeverfahren ist die Schraubenverbindung. Diese Verbindungen zeichnen sich insbesondere durch eine Lösbarkeit aus. Außerdem bieten Schraubenverbindungen beispielsweise gegenüber Nietverbindungen die Möglichkeit eines Toleranzausgleichs durch das Spiel zwischen der Schraube und der Bohrung. Dadurch können aufwändige Passbohrungen im Montageprozess vermieden werden. Mit der Anforderung des Toleranzausgleichs geht in der Regel eine reibschlüssige Auslegung der Schraubenverbindung einher, da andernfalls unzulässig hohe Differenzverschiebungen zwischen den Fügeteilen auftreten können. Dies bedeutet, dass Kräfte in der Fügelebene ausschließlich durch Reibung übertragen werden.

Prinzipiell können polymere Faserverbundwerkstoffe zur reibschlüssigen Kraftübertragung in Schraubenverbindungen verwendet werden. Um eine hohe Tragfähigkeit bei gleichzeitig hoher Zuverlässigkeit der reibschlüssigen Schraubenverbindung zu gewährleisten, sind jedoch deren inhomogene und anisotrope Eigenschaften [1, 2] zu berücksichtigen. Dabei gilt es sicherzustellen, dass der Reibschluss zwischen den Fügeteilen aufrecht erhalten bleibt und Vorspannkraftverluste in der Schraubenverbindung nicht zu einem Rutschen bzw. Versagen der Verbindung führen.

## 1.1 Zielstellung und Motivation

Häufig werden Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen aufgrund vermeintlich geringer reibschlüssiger Kraftübertragung sicherheitshalber auf Lochleibung ausgelegt [3]. Dies ist nicht nur auf den geringen Kenntnisstand dieser Lastübertragung zurückzuführen, sondern häufig wird sich auf folgende Aussagen gestützt: geringe mögliche

Montagevorspannkraft durch geringe zulässige Flächenpressung, hoher Vorspannkraftverlust durch Kriechen und geringer Haftreibungskoeffizient zwischen den Füge­teilen. Fakt ist, dass bisher nahezu keine Forschungsarbeiten existieren, die die reib­schlüssige Lastübertragung in Schraubenverbindungen mit Faserverbund-Füge­teilen als primären Lastübertragungsmechanismus untersuchen. Zudem existieren in der Literatur sehr unterschiedliche Angaben über Vorspannkraftverluste und Haftreibungskoeffizienten.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es daher, die Funktionsweise der reib­schlüssigen Lastübertragung in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Füge­teilen zu untersuchen und deren Tragfähigkeit unter statischer Belastung sowie das Verhalten unter zug-schwellender Belastung zu ermitteln. Da diese Lastübertragung von der Vorspannkraft und den Reibungsbedingungen abhängig ist, werden Vorspannkraftverluste und Haftreibungskoeffizienten bestimmt. Die Ergebnisse sollen einen Beitrag zur Auslegung reib­schlüssiger Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Füge­teilen liefern und aufzeigen unter welchen Voraussetzungen bzw. Anforderungen diese Verbindungen für strukturelle Lasteinleitungen geeignet sind.

Das Thema der vorliegenden Arbeit wurde im Projekt MAI Last „Auslegungsverfahren und Charakterisierung von Faserverbundkunststoff-Lasteinleitungen unter statischer und dynamischer Belastung“ [4] des Spitzenclusters MAI Carbon angeregt. Mit dem Ziel kostengünstige und fertigungsgerechte Lasteinleitungsverfahren zu entwickeln, bestand seitens der Automobilindustrie Interesse an der Bestimmung der Vorspannkraftverluste in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Füge­teilen. In diesem Zusammenhang ist ein wesentlicher Vorteil der reib­schlüssigen gegenüber der formschlüssigen Lastübertragung in Schraubenverbindungen zu nennen. Durch einen möglichen Toleranzausgleich können Passbohrungen in der Montage von Automobilstrukturen vermieden und hohe Reinheitsanforderungen (keine Späne im Montageprozess) erfüllt werden.

### 1.2 Inhalt der Arbeit

Im Rahmen der Arbeit werden vier Themenkomplexe der reib­schlüssigen Lastübertragung mit CFK-Werkstoffen bzw. CFK-Füge­teilen behandelt, Abbildung 1.1. Dabei stellen die „Vorspannkraftverluste“ und die „Haftreibung“ Grundlagenuntersuchungen dar, auf die aufbauend die reib­schlüssige Lastübertragung in doppelschnittigen Schraubenverbindungen sowie die in einem realitätsnahen Anwendungsszenario (einschnittige Mehrschraubenverbindung) untersucht werden.

Der Stand der Technik in Kapitel 2 widmet sich in kompakter Form den Füge­technologien von Faserverbundwerkstoffen und in ausführlicherer Form der reib­schlüssigen Lastübertragung, den Vorspannkraftverlusten in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Füge­teilen und dem grundlegenden Haft- und Gleitreibungsverhalten von Polymerwerkstoffen. In Kapitel 3 werden Grundlagen der Viskoelastizitätstheorie, die zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Füge­teilen benötigt werden, vorgestellt. Der Themenkomplex „Vorspannkraftverlust“ wird in Kapitel 4 behandelt. Darin werden experimentelle, numerische und

analytische Untersuchungen dargelegt. Der Themenkomplex „Haftreibung“ wird in Kapitel 5 zusammen mit den experimentellen, numerischen und analytischen Untersuchungen der Lastübertragung in doppelschnittigen Schraubenverbindungen behandelt. In Kapitel 6 wird die reibschlüssige Lastübertragung des realitätsnahen Anwendungsszenarios numerisch und experimentell untersucht. Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse des Anwendungsszenarios aus Kapitel 6 mit den Ergebnissen der doppelschnittigen Schraubenverbindung aus Kapitel 5 und den Grundlagenuntersuchungen zum Vorspannkraftverlust aus Kapitel 4 sowie der Haftreibung aus Kapitel 5 erfolgt im abschließenden Kapitel 7.

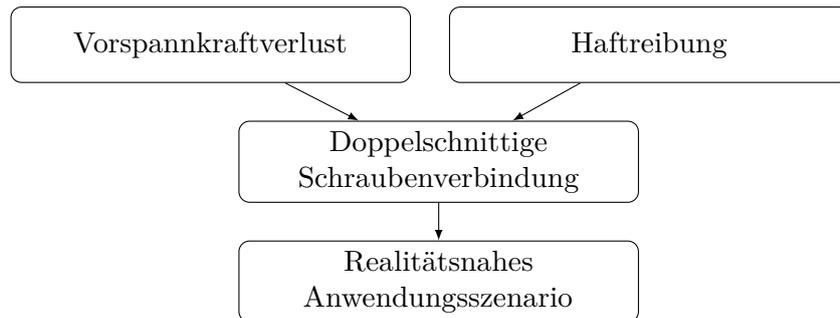


Abbildung 1.1: Behandelte Themenkomplexe der reibschlüssigen Lastübertragung

## 2 Stand der Technik

Ausgehend von den prinzipiellen Fügeverfahren von Faserverbundwerkstoffen wird auf die reibschlüssige Lastübertragung in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen eingegangen. Es werden die dafür erforderlichen Thematiken des Vorspannkraftverlustes und des Reibungsverhaltens dargelegt. Aus dem Stand der Technik werden die Schlussfolgerungen für die durchgeführten Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit abgeleitet.

### 2.1 Lasteinleitungen in Faserverbundstrukturen

Im Allgemeinen können Fügeverfahren nach der Art der Kraftübertragung eingeteilt werden, Abbildung 2.1. Ausgewählte Beispiele sind in verschiedenen Ausführungen in Abbildung 2.2 dargestellt.



Abbildung 2.1: Einteilung der Fügeverfahren von Faserverbundwerkstoffen (\*nur bei thermoplastischen Matrixwerkstoffen) [1, 5]

In formschlüssigen Verbindungen werden Kräfte im Wesentlichen durch Druckspannungen zwischen dem Verbindungselement und den Fügeteilen übertragen. Unter dem Begriff „Bolzenverbindungen“ werden nach Schürmann [1] sowohl Niet- als auch Schraubenverbindungen zusammengefasst. In diesem Zusammenhang wird die formschlüssige Lastübertragung auch als „Lochleibung“ bezeichnet. Formschlüssige Verbindungen eignen sich für relativ dickwandige Strukturen und werden stets als überlappende Verbindung ausgeführt. Sie können je nach Ausführung lösbar (Passschraubenverbindung) oder unlösbar (Nietverbindung) sein. Nachteilig wirken sich Spannungskonzentrationen durch die eingebrachten Bohrungen aus. Da Bolzenverbindungen auf Lochleibungsversagen ausgelegt werden, sind

entsprechende Randabstände erforderlich, die zu einem erhöhten Platzbedarf und damit zu einer Gewichtszunahme führen können. Die Lochleibungsfestigkeit wird maßgeblich durch den Laminataufbau beeinflusst. Hier haben sich  $[0/\pm 45/90]$  Lamine mit den Anteilen: 50 %  $0^\circ$ -Lagen, 40 %  $\pm 45^\circ$ -Lagen und 10 %  $90^\circ$ -Lagen bewährt. Bei Schlaufenanschlüssen werden unidirektionale Faserstränge um einen Bolzen gelegt. Dadurch können hohe Lasten bei kleinen Randabständen punktuell übertragen werden. Zu beachten sind die Spannungskonzentrationen an der Innenseite der Schlaufe. Keilanschlüsse eignen sich zur Übertragung von Zugkräften. [1, 6]



Abbildung 2.2: Ausgewählte Verbindungstechniken für Faserverbundwerkstoffe (nach Schürmann [3])

In stoffschlüssigen Verbindungen werden Kräfte durch Adhäsions- (Kleb- und Lötverbindungen) und Kohäsionskräfte (Schweißverbindungen) übertragen. Dabei eignen sich Klebungen für hochbelastete Verbindungen mit dünnwandigen Strukturen bei ausreichend großen Klebeflächen. Diese gelten als leichtbautypisch. Klebeverbindungen können als Überlappungsverbindung und geschäftete Verbindung ausgeführt werden. Als Nachteile sind die Schubspannungsüberhöhungen im Klebstoff infolge der Elastizität der Füge-teile, eine hohe Empfindlichkeit gegenüber Schälbeanspruchungen (geringe Klebstofffestigkeit) und die Unlösbarkeit anzuführen. Möglich sind auch kombinierte Fügeverfahren, wie z.B. genietete Klebeverbindungen. [1, 6, 7]

Bei kraftschlüssigen Verbindungen werden Druck- bzw. Vorspannkräfte genutzt, um Kräfte mittels Reibung zu übertragen. Die übertragbare Kraft ist abhängig von der wirkenden Vorspannung und dem Haftreibungskoeffizienten zwischen den verspannten Teilen. Klemmverbindungen werden zur Übertragung von Biegebelastungen (z.B. Blattfedern) und Pressverbände zur Übertragung von Torsionsbelastungen (z.B. Welle-Nabe-Verbindungen) eingesetzt [8]. Reibschlüssige Schraubenverbindungen übertragen Kräfte in der Füge-teilebene (in-plane) reibschlüssig und Kräfte in senkrechter Richtung (out-of-plane) formschlüssig, Abbildung 2.3. Je nach Ausführung und Lastfall sind auch Kombinationen von reib- und formschlüssiger Kraftübertragung möglich. Als Vorteile gegenüber den Bolzen- und Klebeverbindungen sind die bereits genannten Eigenschaften möglicher Toleranzausgleich und Lösbarkeit anzuführen. Als Nachteil ist bei faserverstärkten Kunststoffen die durch die Vorspannkraft hervorgerufene senkrechte Beanspruchung der Lamine, bei der die Kraft im Wesentlichen von der Kunststoffmatrix übertragen wird, zu nennen. Zu berücksichtigen ist der damit verbundene temperaturabhängige Vorspannkraftverlust durch Kriechprozesse in der Kunststoffmatrix, welcher zu einer Reduktion der maximal übertragbaren Kraft führen kann.

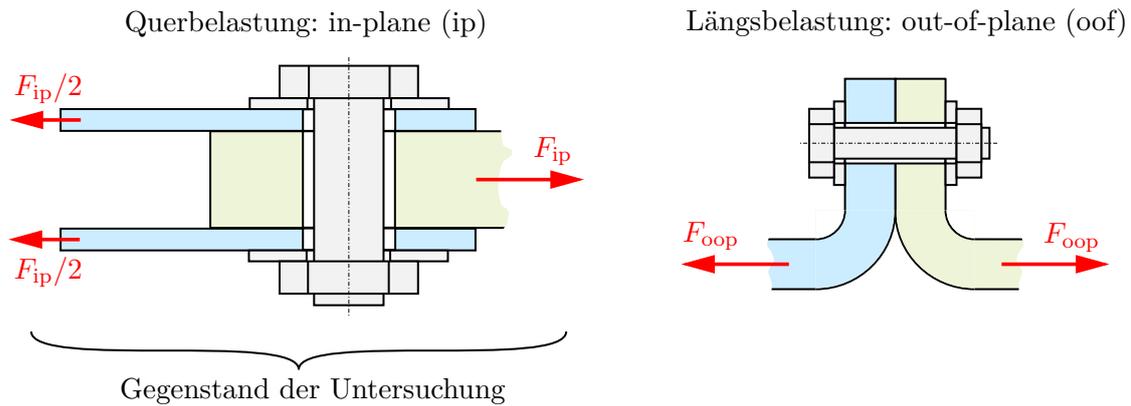


Abbildung 2.3: Belastungsarten einer Schraubenverbindung

## 2.2 Reibschlüssige Schraubenverbindungen mit polymeren Faserbund-Fügeteilen

Reibschlüssige Lasteinleitungselemente werden gegen Rutschen bzw. Gleiten ausgelegt. Die Verbindung versagt, wenn die Reibungskraft in den Reibflächen den Wert der Haftreibungskraft annimmt. Eine Möglichkeit Kräfte reibschlüssig zu übertragen sind doppelschnittige Schraubenverbindungen. Dabei entstehen durch die Klemmkraft  $F_K$  als Folge der Vorspannkraft  $F_V$  der Schraube und die äußere in-plane Belastung  $F_{ip}$  in den zwei Kontaktflächen der Fügeteile Reibungskräfte  $F_R$ , die eine Kraftübertragung ermöglichen, Abbildung 2.4. Alle weiteren Kontakte, wie Fügeteil/Scheibe, Schraube/Scheibe und Mutter/Scheibe, sind nicht an der Kraftübertragung beteiligt.

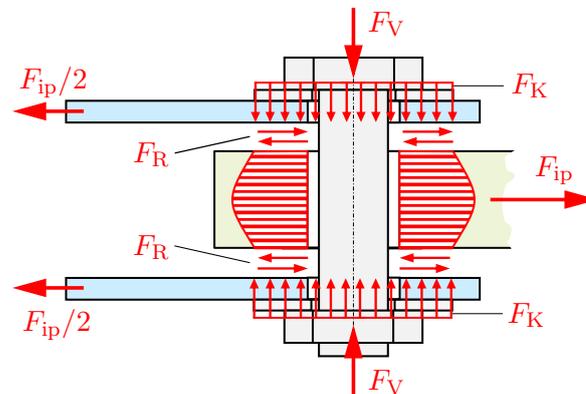


Abbildung 2.4: Reibschlüssige Lastübertragung in doppelschnittigen Schraubenverbindungen

Zur Berechnung der maximal übertragbaren Kraft  $F_{ip,max}$  gegen das Gleiten der Fügeteile wird das Kräftegleichgewicht am mittleren Fügeteil gebildet:

$$F_{ip} = 2F_R \quad (2.1)$$



ergeben sich jedoch zwischen den CF-Laminaten teilweise erhebliche Unterschiede und hohe Streuungen in den Ergebnissen. Dieses Verhalten wird nicht abschließend geklärt und bedarf deshalb weiterer Untersuchungen. Im Rahmen von Vorspannkraftmessungen in M6 Schraubenverbindungen mit zwei unterschiedlichen CF-EP-Laminaten und zwei thermoplastischen CF-Laminaten (PA6, PA66) wird der Einfluss der Temperatur (Raumtemperatur und 70 °C), eines strukturellen Vernähens (Verstärkung des Laminates in Dickenrichtung) und einer Zweitmontage auf den Vorspannkraftverlust untersucht. Die Versuchsdauer beträgt 100 h und die initiale Flächenpressung 100 N/mm<sup>2</sup>. Der ermittelte Vorspannkraftverlust liegt je nach Parameter zwischen 10 % und 15 %. Es zeigt sich, dass unter erhöhter Temperatur bei den thermoplastischen CF-Laminaten ein geringerer Vorspannkraftverlust auftritt als bei den duroplastischen. Es wird vermutet, dass durch das Aufheizen über die Glasübergangstemperatur der thermoplastischen CF-Laminat-Oberflächenwelligkeiten bereits während der Montage eingeebnet werden und nicht wie bei den duroplastischen CF-Laminaten erst nach der Montage. Während durch das strukturelle Vernähen der CF-EP-Laminat-Oberflächen keine Verringerung des Vorspannkraftverlustes erreicht wird, kann durch das wiederholte Montieren der Schraube aufgrund des Einebnens von Oberflächenrauigkeiten der Vorspannkraftverlust reduziert werden. Im Rahmen von statischen und zyklischen Zugscherversuchen an doppelschnittigen Schraubenverbindungen mit CF-EP/Stahl- und CF-PA6/Stahl-Paarungen wird die Lastübertragung in Abhängigkeit der Reibungsbedingung, Vorspannkraft und Passung untersucht. Es zeigt sich, dass durch den Einsatz einer Hartpartikelträgerfolie und einer hohen Montagevorspannkraft von 18 kN eine höhere Kraft übertragen werden kann als bei einer vergleichbaren Lochleibungsverbindung. Zwischen den Fügepaarungen CF-EP/Stahl und CF-PA6/Stahl ergeben sich dafür keine Unterschiede. Die zug-schwellenden Versuche mit der Hartpartikelträgerfolie zeigen, dass für beide Paarungen Zugkräfte in Höhe von 70 % der statischen Maximalkraft dauerhaft (10<sup>6</sup> Lastwechsel) übertragen werden können.

Schürmann und Elter [3, 13] untersuchen die Steigerung der Tragfähigkeit von Schraubenverbindungen durch gezahnte Oberflächen. Dabei wird die Verzahnung entweder direkt auf das metallische Fügepart aufgebracht oder es wird bei reinen CFK-Verbindungen ein gezahntes Element zwischen die CFK-Fügepart eingelegt. Wie durch Versuche bestätigt wird, entsteht zwar infolge der Verzahnung gegenüber einer glatten Oberfläche ein größerer Vorspannkraftverlust, jedoch wirkt sich dieser nicht negativ auf die Tragfähigkeit aus. Weiterhin kann dieser zusätzliche Vorspannkraftverlust durch ein Nachziehen der gezahnten Schraubenverbindung kompensiert werden. Insgesamt kann die Lastübertragung durch eine gezahnte Oberfläche gegenüber einer glatten Oberfläche deutlich gesteigert ( $\mu_{H,T} = 0,4$ ) werden.

Andere Arbeiten zielen darauf ab, durch die Verringerung von Vorspannkraftverlusten die Tragfähigkeit von reibschlüssigen Lasteinleitungselementen zu erhöhen. So wird von Schornstein et al. [14] der Ansatz verfolgt, CFK-Laminat in Dickenrichtung durch das Einbringen von dünnen Stäben (sog. Z-Pins) lokal zu verstärken. Dadurch sollen Vorspannkraftverluste durch Kriechen in der Kunststoffmatrix verringert werden. Die fertigungstechnische Machbarkeit mit entsprechender Qualität wurde bereits belegt [14]. Verifikationsversuche, die den tatsächlichen Nutzen dieses Verfahrens bestätigen, sind noch ausstehend.

## 2.3 Vorspannkraftverluste in Schraubenverbindungen

Vorspannkraftverluste können nach den in Abbildung 2.5 dargestellten Ursachen eingeteilt werden [15, 16]. Das selbsttätige Losdrehen und das Last-Plastifizieren seien hier nur der Vollständigkeit halber erwähnt, da diese nicht explizit Gegenstand der Untersuchungen sind. Das selbsttätige Losdrehen wird durch Relativbewegungen in den Schrauben- und Muttergewindegängen bzw. in den Auflageflächen von Schraubenkopf und Mutter, die zu einer Rotation der Schraube gegen die Mutter führen, hervorgerufen [15, 17]. Jüngere Untersuchungen zeigen, dass in der Praxis auch sehr kleine Bewegungen, die nicht makroskopisch zum Verschieben führen, ausreichen, um ein selbsttätiges Losdrehen zu erzeugen [18]. Bei dem sog. „Last-Plastifizieren“ entsteht der Vorspannkraftverlust durch hohe mechanische oder thermische Betriebslasten, unter welchen lokale Bereiche der Schraubenverbindung plastisch verformt werden [16]. Außerdem können Temperaturänderungen bei ungleichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Schraube und der verspannten Teile zu einer Vorspannkraftänderung führen. Da diese Vorspannkraftänderungen reversibel sind (sofern die jeweilige Warmfließgrenze nicht überschritten wird), stellen diese keine Verluste dar und werden deshalb nicht in Abbildung 2.5 aufgeführt.

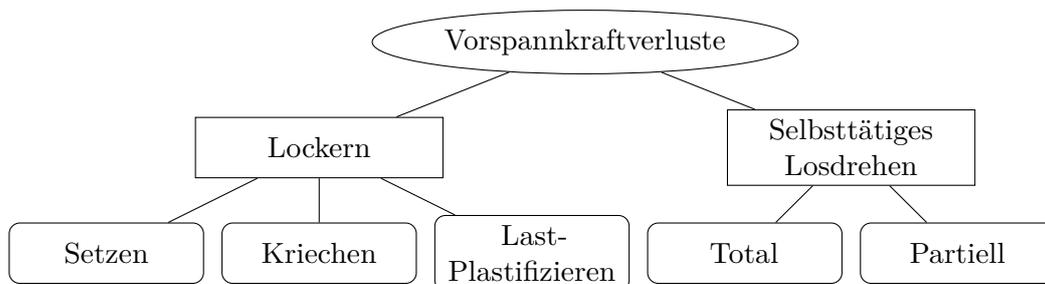


Abbildung 2.5: Einteilung der Vorspannkraftverluste einer Schraubenverbindung [15, 16]

### 2.3.1 Setzen und Kriechen in Schraubenverbindungen

Unter dem Begriff „Setzen“ wird im Allgemeinen das plastische Eindringen von Oberflächenrauigkeiten verstanden [15, 17, 19, 20]. Setzerscheinungen treten in allen druckbelasteten Kontaktflächen einer Schraubenverbindung auf. Dazu zählen die belasteten Gewindeflanken, Auflageflächen von Schraubenkopf und Mutter und sämtliche Trennfugen zwischen den verspannten Teilen. Die Ursache des Setzens ist auf die Oberflächenrauigkeit der in Kontakt tretenden Körper und des damit verbundenen Annäherungsvorganges unter Einwirkung einer Normalkraft zurückzuführen. Das Setzen ist ein zeitabhängiger Vorgang, bei dem durch Lastumlagerungen nach und nach Mikroerhebungen der Oberflächen elastisch und anschließend plastisch verformt werden bis ein Gleichgewichtszustand erreicht ist. Der zugehörige plastische Verformungsanteil wird als Setzbetrag  $f_z$  bezeichnet. Setzvorgänge können bereits mit der Montage beginnen, jedoch sind nur Setzvorgänge die nach der Montage auftreten von Bedeutung. [15, 19, 20]

Als Einflussfaktoren auf die Setzbeträge werden genannt [15, 21]:

- Montageverfahren,
- Festigkeiten der in Kontakt tretenden Teile,
- Rauigkeit,
- Flächenpressung,
- Temperatur,
- elastische Nachgiebigkeit der Schraube und der verspannten Teile und
- Beschichtungsart und -dicke.

Der Einfluss des Setzens auf die Vorspannkraft  $F_V$  einer Schraubenverbindung ist in Abbildung 2.6 anhand der Verspannungsschaubildes dargestellt. Ausgehend vom Montagezustand mit der Montagevorspannkraft  $F_M$  und der elastischen Verformung der Schraube  $f_{SM}$  und der Platte  $f_{PM}$  (bzw. der verspannten Teile) führt das Setzen zu einer Abnahme der Summe dieser elastischen Verformungen um den Setzbetrag  $f_Z$ . Die Nachgiebigkeit der Schraube  $\delta_S$  und der Platte  $\delta_P$  bleiben dabei konstant. [15, 19]

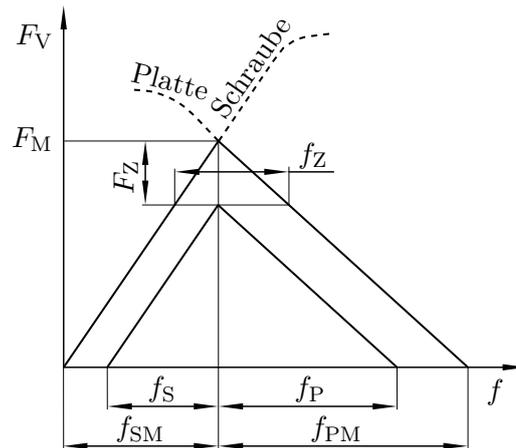


Abbildung 2.6: Einfluss eines Setzbetrages  $f_Z$  auf die Vorspannkraft  $F_V$  einer Schraubenverbindung (nach [15, 19])

Die resultierende Setzkraft  $F_Z$  kann aus dem Verspannungsschaubild nach Abbildung 2.6 mit den elastischen Nachgiebigkeiten der Schraube  $\delta_S$  und der Platte  $\delta_P$  ermittelt werden:

$$F_Z = \frac{f_Z}{\delta_S + \delta_P}. \quad (2.4)$$

Als „Kriechen“ wird das Auftreten zeitabhängiger plastischer Deformationen in Schraubenverbindungen mit metallischen Werkstoffen [15, 17, 19] und im Zusammenhang mit

CFK-Werkstoffen [16] bezeichnet. Dies bedeutet, dass elastische Verformungen des verspannten Systems – ähnlich wie beim Setzen, jedoch über einen längeren Zeitraum – in plastische Verformungen umgewandelt werden. Einflussfaktoren sind [19]:

- Werkstoffe,
- Zeit,
- Temperatur und
- Höhe der Belastung.

Nach der oben genannten Definition des Kriechens, zeigt dieser Mechanismus denselben Einfluss auf das Verspannungsschaubild der Schraubenverbindung wie das Setzen. Eine genauere Betrachtung in Bezug auf polymere Faserverbundwerkstoffe erfolgt in Abschnitt 4.3.

### 2.3.2 Vorspannkraftverluste in polymeren Faserverbund-Schraubenverbindungen

Das Thema der Vorspannkraftverluste in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen ist bereits seit längerer Zeit Gegenstand wissenschaftlicher Arbeiten. Dies ist insbesondere auf die Bedeutung der Vorspannkraft für die erreichbare Lochleibungsfestigkeit von formschlüssigen Schraubenverbindungen zurückzuführen.

#### Experimentelle Untersuchungen

Shivakumar und Crews [22] untersuchen den Einfluss von Temperatur und Feuchtigkeit auf den Vorspannkraftverlust in Schraubenverbindungen mit quasi-isotropen CF-EP-Fügeteilen. Dazu werden Vorspannkraftmessungen an doppelschnittigen Schraubenverbindungen über einen Zeitraum von ca. 2400 h mit einem Anziehdrehmoment von ca. 6 Nm bei drei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen durchgeführt:

- Raumtemperatur (RT) mit trockener Umgebungsluft (RTD),
- Raumtemperatur mit Raumfeuchtigkeit (RTA) und
- erhöhte Temperatur (66 °C) mit trockener Umgebungsluft (ETD).

Die Vorspannkraftverluste am Ende der Messungen sind ca. 12 % (RTD), 14 % (RTA) und 12,5 % (ETD). Weitere Analysen zeigen, dass mit zunehmender Temperatur und zunehmendem Feuchtegehalt die Vorspannkraftverluste zunehmen.

Horn und Schmitt [23, 24] analysieren im Zusammenhang mit der Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit von einschnittigen CFK-Schraubenverbindungen den Einfluss der Temperatur (26 °C und 121 °C), der Ausführung des Schraubenkopfes (Sechskant und Senkkopf), des Anziehdrehmomentes (7 Nm und 11 Nm) und einer äußeren in-plane Belastung auf

den Vorspannkraftverlust. Betrachtet werden zwei Verbindungen mit quasi-isotropen CF-Thermoplast-Laminaten unterschiedlicher Hersteller. Der gemessene Vorspannkraftverlust liegt nach ca. 720 h ( $\cong$  30 d) zwischen 3 % und 19 %. Es zeigt sich, dass der Vorspannkraftverlust bei erhöhter Temperatur im Vergleich zu Raumtemperatur um ca. 5 % zunimmt, die Ausführung des Schraubenkopfes keinen und die Höhe des Anziehdrehmomentes einen geringen Einfluss auf den Vorspannkraftverlust haben.

Mit dem Ziel den Einfluss einer wechselnden Temperatur und Luftfeuchtigkeit auf die statische Festigkeit und Ermüdungsfestigkeit zu ermitteln, misst Chen [25] die Vorspannkraft in doppelschnittigen Schraubenverbindungen mit zwei unterschiedlichen CF-EP-Laminaten. Die vorgespannten Verbindungen werden über einen Zeitraum von vier Monaten drei Umgebungsbedingungen ausgesetzt:

- Raumtemperatur und -feuchtigkeit,
- Zyklisierung im 12 h-Rhythmus zwischen Raumtemperatur/trocken und 32 °C/98 % relative Luftfeuchtigkeit und
- Zyklisierung im 12 h-Rhythmus zwischen Raumtemperatur/trocken und 49 °C/98 % relative Luftfeuchtigkeit.

Die Ergebnisse sind nicht eindeutig, so wird beispielsweise nach dem Zyklisierungsprogramm mit 32 °C/98 % relative Luftfeuchtigkeit ein Vorspannkraftverlust von 7,6 % und nach dem Zyklisierungsprogramm mit 49 °C/98 % relative Luftfeuchtigkeit ein Anstieg der Vorspannkraft um 55 % gemessen. Es wird vermutet, dass Quelleffekte in der Kunststoffmatrix dafür verantwortlich sind. Des Weiteren können Nichtlinearitäten der zur Messung verwendeten Messschrauben nicht ausgeschlossen werden.

Thoppul et al. [26] und Gibson und Thoppul [27] untersuchen den Einfluss der Montagevorspannkraft in Kombination mit einer statischen und wechselnden Dreipunktbiegebeanspruchung auf den Vorspannkraftverlust in einer einschnittigen Schraubenverbindung mit unidirektionalen CF-EP-Fügeteilen. Der gemessene Vorspannkraftverlust liegt nach 30 h zwischen 1,25 % und 4,25 %. Es zeigt sich bei allen Versuchen eine Abnahme des Vorspannkraftverlustes mit zunehmender Montagevorspannkraft. Bei geringen Montagevorspannkraften wird eine Zunahme des Vorspannkraftverlustes durch die statische und zyklische Belastung mit einer Frequenz von 1 Hz gegenüber einer unbelasteten Verbindung festgestellt, wohingegen sich bei höheren Montagevorspannkraften die Verhältnisse umkehren. Mit zunehmender Frequenz von 1 Hz auf 5 Hz nimmt der Vorspannkraftverlust zu. Die Autoren führen dies auf eine Erwärmung der Reibfläche zwischen den Fügeteilen zurück.

Caccese et al. [28] ermitteln den Vorspannkraftverlust in Schraubenverbindungen mit Fügeteilen bestehend aus einem quasi-isotropen Glasfaser-Vinylester (GF-VE) Laminat, Stahl (St) und Aluminium (Al). Relaxationsversuche unter einer gleichmäßigen Druckverteilung in der GF-VE-Probe ergeben, dass sich der Vorspannkraftverlust bei einer Erhöhung des initialen Druckes von 34 N/mm<sup>2</sup> auf 71 N/mm<sup>2</sup> im Wesentlichen nicht verändert. Es werden Messungen der Vorspannkraft in einschnittigen Schraubenverbindungen mit den Materialpaarungen GF-VE/St, GF-VE/Al und GF-VE/GF-VE über einen Zeitraum von 2000 h in Abhängigkeit verschiedener Parameter durchgeführt. Der

Vorspannkraftverlust beläuft sich auf 30 %, 45 % und 55 %. Die Vorspannkraftmessungen zeigen, dass die Ausführung des Schraubenkopfes (Sechskant/Senkkopf) keinen Einfluss auf den Vorspannkraftverlust hat und bestätigen damit die Beobachtungen von Horn und Schmitt [23, 24]. Ein Nachziehen der Schraubenverbindung scheint einen positiven Einfluss auf die Restvorspannkraft zu haben, dies bedarf jedoch weiteren Untersuchungen. Weitere Messungen bei sich zyklisch ändernder Umgebungstemperatur zwischen Raumtemperatur und 62 °C zeigen, dass zum einen die Vorspannkraft stark temperaturabhängig ist und zum anderen das erste Aufheizen knapp unter die Glasübergangstemperatur der GF-VE-Lamine (79 °C) zu einem hohen Vorspannkraftverlust führt, während sich der Vorspannkraftverlust nach weiteren Temperaturzyklen nur gering verändert. Dies wird auf ein Nachhärten des GF-VE-Fügeteils im ersten Zyklus zurückgeführt. Daher wird geraten, die GF-VE-Proben vor dem eigentlichen Einsatz bei einer Temperatur oberhalb der maximalen Einsatztemperatur zu tempern.

Friedrich und Hubbertz [29] untersuchen den Einfluss verschiedener Matrixsysteme (EP, PEEK) und der Temperatur (80 °C, 100 °C) auf den Vorspannkraftverlust in CFK-Schraubenverbindungen mit Senkkopfschrauben. Die Messungen über einen Zeitraum von 500 h (ca. 21 d) ergeben, dass sowohl bei 80 °C als auch bei 100 °C ein deutlich größerer Vorspannkraftverlust in den Schraubenverbindungen mit den EP-Laminaten auftritt (ca. 65 % und 96 %) als in den Schraubenverbindungen mit den PEEK-Laminaten (ca. 35 %). Im Rahmen weiterer Messungen bei erhöhter Temperatur mit unterschiedlichen Montagevorspannkraften zeigen die CF-EP- und CF-PEEK-Schraubenverbindungen eine Abnahme des Vorspannkraftverlustes mit zunehmender Montagevorspannkraft. Die genauen Ursachen für dieses Verhalten bleiben ungeklärt.

In der nachfolgenden Veröffentlichung von Hubbertz und Friedrich [16] werden die Untersuchungen aus der vorangegangenen Arbeit [29] fortgeführt. Für die Abnahme des Vorspannkraftverlustes mit zunehmender Montagevorspannkraft können zwei Ursachen identifiziert werden:

- Anhand von Mikroskopaufnahmen kann gezeigt werden, dass der Faservolumengehalt im Bereich der Bohrung durch hohe Vorspannkraften lokal zunimmt. Dies geht mit einem Fließen der Kunststoffmatrix einher. Dadurch verbessern sich die Kriech Eigenschaften der Lamine in Dickenrichtung und die Wärmeausdehnung in Dickenrichtung nimmt ab, wodurch bei höheren Montagevorspannkraften ein geringerer Vorspannkraftverlust entsteht.
- Da der Vorspannkraftverlust in Stahl- und Aluminium-Schraubenverbindungen ebenfalls mit steigender Montagevorspannkraft abnimmt, wird abgeleitet, dass Setzvorgänge auch in CFK-Schraubenverbindungen zu diesem Verhalten beitragen. Demzufolge werden Setzvorgänge bei höheren Montagevorspannkraften zu einem größeren Teil in den Montageprozess vorgezogen als bei geringeren Montagevorspannkraften und kommen somit weniger nach Beendigung des Montagevorganges zum Tragen.

Weiterer Gegenstand dieser Arbeit ist die Ermittlung des Vorspannkraftverlustes bei wechselnden Temperaturalasten. Dazu werden die betrachteten CF-EP- und CF-PEEK-Schraubenverbindungen mehreren Temperaturzyklen zwischen  $-50\text{ °C}$  und  $100\text{ °C}$  über einen Zeitraum von 500 h ausgesetzt. Der gemessene Vorspannkraftverlust liegt zwischen

dem der sich bei konstanter Minimal- und Maximaltemperatur der zyklischen Temperaturlast ergibt. Dies bestätigt, dass der Vorspannkraftverlust von der Höhe und der Dauer der Maximaltemperatur abhängt.

Der Einfluss des Schraubenkopfes auf den Vorspannkraftverlust in CFK-Schraubenverbindungen wird in der Arbeit von Gerhard [30] sowie in der von Friedrich und Hubbertz [29] untersucht. Es zeigt sich, dass bei der Verwendung von Schrauben mit größeren Senkwinkeln als  $100^\circ$  der Vorspannkraftverlust geringer ist. Neben planen Kopfauflagen haben sich insbesondere Senkkopfwinkel von  $130^\circ$  als besonders vorteilhaft erwiesen.

Der Vorspannkraftverlust in CFK-Schraubenverbindungen wird durch das Kriechverhalten der Lamine in Dickenrichtung beeinflusst. Dazu werden von Scattina et al. [31] Druckkriechversuche mit CF-EP-Gewebe-Laminaten in Abhängigkeit der Temperatur (RT und  $80^\circ$ ), der Druckspannung ( $30 \text{ N/mm}^2$ ,  $40 \text{ N/mm}^2$  und  $50 \text{ N/mm}^2$ ) und der Oberflächenrauigkeit (rau und glatt) über einen Zeitraum von ca. 168 h (= 7 d) durchgeführt und die Druckverformungskurven über der Zeit ermittelt. Die Messungen zeigen, dass die Verformungen der Probekörper mit der Temperatur, der Höhe der Druckspannung und der Oberflächenrauigkeit zunehmen. Aus ergänzenden Versuchen mit einer Be- und Entlastung der CFK-Probe vor dem eigentlichen Druckkriechversuch wird abgeleitet, dass dieses Vorgehen zu einer Verringerung der Vorspannkraftverluste im Betrieb der CFK-Schraubenverbindungen beitragen kann.

Da Schraubenverbindungen in der Regel über einen langen Betriebszeitraum zuverlässig ausgelegt werden müssen, sind zeiteffiziente Versuchsmethoden zur Ermittlung des Langzeitkriechverhaltens gefordert. Zu diesem Thema untersuchen Pohl et al. [32] die Anwendbarkeit des Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzips (ZTVP) zur Extrapolation der Kriechfunktionen von thermoplastischen Glasfaser-Gewebelaminaten. Es werden Druckkriechversuche in Laminatdickenrichtung bei unterschiedlichen Druckspannungen ( $25 \text{ N/mm}^2$  bis  $75 \text{ N/mm}^2$ ) und Temperaturen ( $23^\circ\text{C}$  bis  $60^\circ\text{C}$ ) über einen Zeitraum von 10 h durchgeführt und die Messdaten mithilfe des ZTVP unter Verwendung des Findley Ansatzes bis  $10^6$  h extrapoliert. Der Vergleich mit Kriechversuchen über einen Zeitraum von  $10^5$  h zeigt eine gute Vorhersagequalität des ZTVP. Eine Möglichkeit den Versuchsaufwand noch weiter zu reduzieren ist das sogenannte SIM-Verfahren (Stepped Isothermal Method) [33]. Bei dieser Methode wird die Temperatur in Kriechversuchen stufenförmig erhöht und aus der resultierenden Kriechdehnung eine Masterkurve konstruiert. Das SIM-Verfahren konnte von Pohl et al. [34] bereits erfolgreich auf einen thermoplastischen Glasfaserverbund angewendet werden.

Im Gegensatz zu metallischen Schraubenverbindungen finden sich in der Literatur keine belastbaren Untersuchungen zum Setzverhalten in Schraubenverbindungen mit Laminaten aus polymeren Faserverbundwerkstoffen. Da im späteren Verlauf der Arbeit Setzbeträge ermittelt werden, sind zum Vergleich die Setzbeträge metallischer Schraubenverbindungen nach VDI 2230 [19] in Tabelle 2.1 angegeben. Demnach nimmt der Setzbetrag bei gleicher Belastungsart mit der Rauigkeit zu. Außerdem sind die Setzbeträge bei einer Querbelastung (Schub) höher als bei einer Längsbelastung (Zug/Druck). Je nach verwendeten Werkstoffen können die Setzbeträge für das Gewinde und die Kopf- bzw. Mutterauflage für Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen herangezogen werden. Experimentelle Untersuchungen von Ba-Salem [20] zeigen, dass in metallischen Schraubenverbindungen nach 72 h alle relevanten Setzvorgänge abgeschlossen sind.

Tabelle 2.1: Richtwerte für Setzbeträge metallischer Schraubenverbindungen [19]

Mittlere Rautiefe $R_Z$	Belastung	Setzbetrag $f_Z$ in $\mu\text{m}$		
		im Gewinde	je Kopf- oder Mutternauflage	je innere Trennfuge
$R_Z < 10 \mu\text{m}$	Zug/Druck	3	2,5	1,5
	Schub	3	3	2
$10 \mu\text{m} \leq R_Z < 40 \mu\text{m}$	Zug/Druck	3	3	2
	Schub	3	4,5	2,5
$40 \mu\text{m} \leq R_Z < 160 \mu\text{m}$	Zug/Druck	3	4	3
	Schub	3	6,5	3,5

In der Grundlagenliteratur [17, 35] werden Maßnahmen zur Verringerung von Setzkraftverlusten angeführt, die prinzipiell auf Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen übertragbar sind. Diese Maßnahmen zielen einerseits darauf ab Setzbeträge zu reduzieren und andererseits die Nachgiebigkeit des verspannten Systems zu erhöhen. Demnach kann der Setzbetrag durch möglichst wenige Trennfugen, glatte und ebene Oberflächen oder durch das mehrmalige Vorspannen und Lösen mit dem Ziel die Rauigkeiten in den Auflageflächen oder Gewindegängen einzuebnen minimiert werden. Des Weiteren wird die Verwendung von Dehnschrauben und Hülsen sowie der Einsatz von hochfesten Schrauben zur Erhöhung der Vorspannkraft und Schrauben bzw. Muttern mit einer nachgiebigen Auflagefläche (z.B. Flanschkopfschraube) genannt. Zusätzliche Sicherungselemente können Spannscheiben oder Tellerfedern mit hoher Steifigkeit sein. Weiterhin stellt das Nachziehen der Schraubenverbindung eine sinnvolle Möglichkeit zur Verringerung von Setzkraftverlusten dar.

### Vorhersagemodelle

Zur Vorhersage des Vorspannkraftverlustes in Schraubenverbindungen werden unterschiedliche Modelle eingesetzt. Dabei ist prinzipiell zwischen Materialmodellen, die das zeitabhängige Materialverhalten der CFK-Laminat beschreiben, und dem eigentlichen Berechnungsmodell (analytisch, numerisch) zur Vorhersage der zeitabhängigen Schraubenvorspannkraft zu unterscheiden. Shivakumar und Crews [22] verwenden ein linear viskoelastisches Materialmodell für das betrachtete CF-EP-Laminat und ein zweidimensionales Finite-Elemente-Modell (FE-Modell). Die viskoelastischen Eigenschaften des CF-EP-Laminates werden mithilfe der Mikromechanik und der Klassischen Laminattheorie aus der Kriechfunktion (Potenzfunktion) des EP-Harzes ermittelt. Aus der FE-Analyse wird ein einfaches empirisches Modell zur Vorhersage der Vorspannkraft  $F_V(t)$  entwickelt.

Liegt die Kriechfunktion der EP-Matrix in der Form  $J(t) = J_0 + J_1(t/a_{TH})^n$  vor, so gilt:

$$\frac{F_V(t)}{F_{V0}} = \frac{1}{1 + \frac{F_1}{(a_{TH})^n} t^n}. \quad (2.5)$$

Hierin sind:

- $F_{V0}$  initiale Vorspannkraft bei  $t = 0$ ,
- $F_1$  viskoelastische Vorspannkraftkonstante,
- $n$  Exponent der Kriechfunktion der Kunststoffmatrix und
- $a_{TH}$  hygrothermaler Verschiebungsfaktor der Kunststoffmatrix.

Das empirische Modell wird durch die Konstante  $F_1$  an den aus der FE-Analyse ermittelten Verlauf der Vorspannkraft angepasst. Das vorgeschlagene empirische Modell zeigt eine gute Übereinstimmung zu Vorspannkraftmessungen über 100 h und wird auch von anderen Autoren, wie z.B. Thoppul et al. [26] und Caccese et al. [28], herangezogen.

Thoppul et al. [26] setzen ein dreidimensionales FE-Modell einer doppelschnittigen Schraubenverbindung mit linear viskoelastischen Materialverhalten der CF-EP-Laminat unter Berücksichtigung der Orthotropie ein. Die Berechnung der Vorspannkraft erfolgt mit der quasi-elastischen Näherungslösung. Die erforderlichen zeitabhängigen Materialkennwerte der unidirektionalen (UD) Schicht werden mit der Mikromechanik unter Verwendung des Korrespondenzprinzips aus den elastischen Faserdaten und den linear viskoelastischen Matrixdaten ermittelt. Die Analysen ergeben eine gute Übereinstimmung zu Versuchen, jedoch kann mit diesem Modell die beobachtete Nichtlinearität des Vorspannkraftverlustes bei unterschiedlich hohen Montagevorspannkraften nicht wiedergegeben werden.

Dallmeier [36] wählt ein ähnliches Vorgehen wie Thoppul et al. [26]. Zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes einer einschnittigen Schraubenverbindung wird ein dreidimensionales FE-Modell verwendet. Das Materialverhalten der CF-EP-Laminat wird als linear elastisch angenommen. Mithilfe der quasi-elastischen Näherungslösung werden zum einen die zeitabhängigen Kennwerte der UD-Schicht ermittelt und zum anderen die Berechnung der Vorspannkraft durchgeführt. Daraus werden für eine einschnittige CFK-Schraubenverbindung in Kombination mit einer Sensitivitätsanalyse konstruktive Empfehlungen zur Minimierung von Vorspannkraftverlusten abgeleitet. So sollen sich ein geringes Verhältnis von Plattendicke zu Länge und Breite, große Randabstände, geringere Platten- als Schraubennachgiebigkeit und große Auflagedurchmesser sowie ein gleich großer Schrauben- und Mutterkopf günstig auf die Vorspannkraft auswirken. Eine experimentelle Verifikation bleibt jedoch anderen Arbeiten vorbehalten.

Wang et al. [37] schlagen ein mikromechanisches Modell basierend auf der linearen Viskoelastizitätstheorie zur Vorhersage der zeitabhängigen Vorspannkraft  $F_V(t)$  vor:

$$\frac{F_V(t)}{F_{V0}} = \frac{1}{1 + (\alpha(1 - \exp(-t/\tau)) + \beta)}. \quad (2.6)$$

Darin sind  $\alpha$  und  $\beta$  geometrie- und materialabhängige Parameter der Schraubenverbindung und  $\tau$  die Relaxationszeit der CFK-Laminat. Das Modell basiert auf einer eindimensionalen Betrachtung der Schraube und der verspannten Teile. Es wird angenommen, dass das Kriechverhalten der CFK-Laminat in Dickenrichtung mit einem linearen Burgers-Modell (4-Parameter-Modell) beschrieben werden kann. Die Übereinstimmung des Relaxationsmodelles (2.6) mit Messungen über einen Zeitraum von 200 h wird als gut bewertet.

Jedoch wird dieses Modell von Lv et al. [38] aufgrund der schlechten Übereinstimmung zu Experimenten als ungeeignet angesehen.

Im Gegensatz zu den Arbeiten von Shivakumar und Crews [22], Thoppul et al. [26] und Wang et al. [37] verwenden Lv et al. [38] zur Beschreibung des zeitabhängigen Verhaltens in Dickenrichtung der CF-EP-Lamine kein viskoelastisches Materialmodell, sondern ein nichtlineares Kriechmodell. Darin wird zwischen primärem und sekundärem Kriechen unterschieden. Die gesamte Kriechrate  $\dot{\epsilon}_{\text{cr}}(t)$  folgt aus [38]:

$$\dot{\epsilon}_{\text{cr}}(t) = m\beta\sigma^{n'}t^{m-1} + k\sigma^n. \quad (2.7)$$

Unter der Annahme einer konstanten Gesamtdehnung der CFK-Platte in Dickenrichtung wird für die beiden Kriechbereiche hergeleitet [38]:

$$\frac{F_V(t)}{F_{V0}} = \begin{cases} 1 / \left[ 1 + AF_{V0}^{1/C} (t/a_T)^B \right]^C & 0 < t < t^* \\ 1 / \left[ D + AF_{V0}^{1/C} B (t^*/a_T)^{B-1} (t/a_T) \right]^C & t > t^*, \end{cases} \quad (2.8)$$

$$A = \frac{kE(n-1)}{mt^{*m-1}}, \quad B = m, \quad C = \frac{1}{n-1} \quad \text{und}$$

$$D = 1 + AF_{V0}^{1/C} (1-B)(t^*/a_T)^B.$$

Darin sind  $A$ ,  $B$  und  $C$  Materialkonstanten,  $t^*$  der Zeitpunkt, an welchem das primäre in das sekundäre Kriechen übergeht, und  $a_T$  der thermische Verschiebungsfaktor. Die Anwendung des ZTVP mit der Arrhenius-Gleichung zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der Vorspannkraft zeigt eine gute Übereinstimmung zu Messungen bei unterschiedlichen Temperaturen. Das vorgeschlagene Modell liefert die Möglichkeit nichtlineares Materialverhalten zu berücksichtigen. Versuche mit unterschiedlichen Anziehdrehmomenten zeigen, dass mit steigendem Anziehdrehmoment der Vorspannkraftverlust größer wird. Dies steht im Widerspruch zu den Beobachtungen von Friedrich und Hubbertz [16, 29] und Thoppul et al. [26]. Außerdem werden der Einfluss der Schraube und der Geometrie des verspannten Systems, wie z.B. Klemmlänge, Bohrungsdurchmesser und Außenabmessung der CFK-Platte, auf den Vorspannkraftverlust nicht berücksichtigt.

In der Arbeit von Finck et al. [39] wird das Norton-Bailey Kriechgesetz  $\epsilon(t) = A\sigma^n t^m$  zur Modellierung des Kriechverhaltens von Sheet Molding Compounds (SMC) bestehend aus Kohlefasern und EP-Matrix herangezogen. Die Parameter  $A$ ,  $n$  und  $m$  werden aus Druckkriechversuchen in Dickenrichtung der SMC bei einer Druckspannung von 2 MPa und 20 MPa und einer konstanten Temperatur von 120 °C ermittelt. Dabei zeigt sich, dass die Kriechrate mit steigender Druckspannung zunimmt. Mit den ermittelten Parametern des isotropen Norton-Bailey Kriechgesetzes wird eine dreidimensionale FE-Analyse zur Vorhersage der Vorspannkraft durchgeführt. Der Vergleich mit Vorspannkraftmessungen zeigt trotz der Vernachlässigung der Orthotropie der SMC eine gute Übereinstimmung. Darüber hinaus wird festgestellt, dass der gewählte Ansatz auch zur Extrapolation von Versuchsdaten geeignet ist.

Kriechgesetze finden auch bei metallischen Schraubenverbindungen Anwendung. Bei diesen können, ebenso wie in CFK-Schraubenverbindungen, temperatur- und spannungsabhängige Kriecheffekte auftreten. Kindersberger et al. [40] leiten für eine Aluminium-Schraubenverbindung aus einer eindimensionalen Betrachtung des verspannten Systems eine analytische Beziehung für die zeitabhängige Spannung  $\sigma_P(t)$  in der Platte her. Unter der Annahme, dass nur in der Platte Kriecheffekte auftreten, gilt:

$$\sigma_P(t) = \left[ \frac{1-n}{m} E_P C (G-1) t^m \exp\left(-\frac{\Delta H}{kT}\right) + \sigma_{P0}^{1-n} \right]^{\frac{1}{n-1}} \quad (2.9)$$

$$G = \frac{f_{S0}}{f_{S0} + f_{P0}}.$$

Hierin sind:

$\sigma_{P0}$	Spannung in Dickenrichtung der Platte zum Zeitpunkt $t=0$ ,
$k$	Stefan-Boltzmann Konstante,
$n$	Norton Exponent,
$m$	Kriechexponent,
$\Delta H$	Aktivierungsenergie des Plattenmaterials,
$E_P$	Elastizitätsmodul der Platte,
$T$	Temperatur,
$G$	geometrischer Gewichtungsfaktor,
$C$	Proportionalitätsfaktor und
$f_{S0}, f_{P0}$	Verformung der Schraube (S) und der Platte (P) bei $t=0$ .

Dieses analytische Modell berücksichtigt im Gegensatz zu dem Modell von Lv et al. [38] die Anfangsverformungen der Schraube und der Platte und damit auch geometrische Einflussfaktoren des verspannten Systems. Die Kriechverformungen der Platte sind plastische Verformungen und werden auf die Schraube und Platte „verteilt“. Die Nachgiebigkeit der Platte (und der Schraube) bleiben während der Belastung konstant. Kindersberger et al. führen an, dass die Berechnung der Vorspannkraft einer Schraubenverbindung nach Gleichung (2.9) aufgrund der inhomogenen Spannungsverteilung in der Platte zu ungenau ist und ziehen deshalb eine zweidimensionale FE-Berechnung vor.

## 2.4 Reibungsverhalten polymerer Werkstoffe

Unter Reibung wird im Allgemeinen der Widerstand gegen ein tangenciales Verschieben zweier Oberflächen unter Einwirkung einer Normalkraft verstanden. Das Verhältnis dieser Widerstandskraft  $F_W$  zur Normalkraft  $F_N$  wird als Reibungskoeffizient  $\mu$  bezeichnet:

$$\mu = \frac{F_W}{F_N}. \quad (2.10)$$

Dieser Zusammenhang ist als Coulombsches Reibungsgesetz bekannt. Der Reibungskoeffizient  $\mu$  bezieht sich dabei stets auf eine Reibpaarung. In der Regel ist die Haftreibungskraft

ungleich der Gleitreibungskraft [41]. Daher ist zwischen dem Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  und dem Gleitreibungskoeffizienten  $\mu_G$  zu unterscheiden. Die Abhängigkeiten des Reibungskoeffizient polymerer Werkstoffe sind [41]:

- Temperatur,
- Relativgeschwindigkeit,
- relative Luftfeuchtigkeit,
- Oberflächenrauigkeit und
- Anwesenheit von Schmierstoffen.

Ein weiterer Einflussfaktor auf den Haftreibungskoeffizienten stellt die Kontaktzeit der in Kontakt tretenden Körper dar. Dabei zeigt sich eine Zunahme des Haftreibungskoeffizienten mit fortschreitender Zeit. Dies ist auf eine Vergrößerung der wahren Kontaktfläche infolge von viskoelastischem Materialverhalten zurückzuführen. Der Gleitreibungskoeffizient bleibt davon unberührt. [41, 42]

In Bezug auf eine Schraubenverbindung treten mehrere Kontaktflächen, in denen Reibungskräfte entstehen, auf. Für die Montage der Schraubenverbindung und die sich durch das Anziehdrehmoment ergebende Montagevorspannkraft sind die Reibungszahlen in den Auflageflächen der Schraube bzw. Mutter und im Gewinde relevant [15, 29]. Zur Übertragung von angreifenden in-plane Kräften ist der Haftreibungskoeffizient zwischen den Fügeteilen ausschlaggebend.

Die experimentellen Untersuchungen von Sung und Suh [43] zeigen, dass der Reibungskoeffizient zwischen CF-EP und Stahl von der Ausrichtung der Faserorientierung bezüglich der Gleitrichtung abhängt. Liegen die Fasern parallel zur Gleitrichtung treten die geringsten Reibungskoeffizienten und der geringste Verschleiß auf, wohingegen bei senkrechter Ausrichtung die größten Reibungskoeffizienten auftreten.

Herrington und Sabbaghian [44] ermitteln an einer doppelschnittigen Versuchsanordnung die Reibungskoeffizienten zwischen einem CF-EP-Laminat und verschiedenen metallischen Unterlegscheiben in Abhängigkeit der Vorspannkraft und der Faserorientierung der äußeren CFK-Lage. Es zeigt sich, dass die ermittelten Reibungskoeffizienten im betrachteten Normalkraftbereich von 2220 N bis 8880 N nahezu unabhängig von der Normalkraft sind. Ebenfalls ist der Einfluss der Faserorientierung der äußeren Lage auf die Reibungskoeffizienten gering. Ein größerer Einfluss auf die Reibungskoeffizienten wird für die unterschiedlichen Materialien der Unterlegscheiben und des Oberflächenzustandes festgestellt. Bei einer entfetteten Oberfläche liegt der Haftreibungskoeffizient zwischen 0,096 und 0,128, wohingegen der Haftreibungskoeffizient im Auslieferungszustand (ohne Entfettung) um 50 % geringer ist. Bei erhöhtem Kontaktdruck werden Beschädigungen an der CFK-Oberfläche, die Einfluss auf die Reibungskoeffizienten nehmen, festgestellt.

Schön [45] ermittelt den Reibungskoeffizient zwischen quasi-isotropen CF-EP-Laminaten mit strukturierten und gereinigten Oberflächen in Abhängigkeit der Zahl entgegengesetzter Gleitbewegungen (max. 80 000). Die Versuche werden an einem doppelschnittigen Aufbau bei einer Normalkraft von 5 kN durchgeführt. Der Reibungskoeffizient beträgt nach dem

ersten Zyklus 0,65 und nach 80 000 Zyklen ca. 0,48. Der maximale Reibungskoeffizient in Höhe von 0,74 liegt nach 100 Zyklen vor. Über den Versuch ändert sich das Gleitreibungsverhalten von einem Stick-Slip-Verhalten mit oder ohne vorherigem stetigen Übergang vom Haften zum Gleiten (bei hohen Reibungskräften) zu einer weitestgehend konstanten Gleitreibungskraft (bei geringeren Reibungskräften). Mit einem Rasterelektronenmikroskop wird ein langsamer Verschleiß der Kunststoffmatrix an der Probenoberfläche und ein Versagen der Faser-Matrix-Haftung beobachtet. Dies führt zu einem Herausbrechen der Matrix und der Fasern. Diese Verschleißmechanismen werden auch an Laminaten in Schraubenverbindungen beobachtet. McCarthy et al. [46] ermitteln den Reibungskoeffizienten für die gleiche CF-EP/CF-EP-Reibpaarung wie in der Arbeit von Schön [45] durch eine Anpassung der numerisch ermittelten Zug-Kraft-Verschiebungskurve einer einschnittigen Schraubenverbindung an Versuchsdaten zu 0,4 bis 0,45.

Schön [47] führt die gleichen Versuche wie in seiner Arbeit [45] mit den gleichen CF-EP-Laminaten und Aluminium durch. Diese Materialkombination zeigt ein ähnliches Reibungsverhalten wie die CF-EP/CF-EP-Paarung in [45]. Der Reibungskoeffizient steigt von ca. 0,23 nach dem ersten Zyklus auf ca. 0,68 nach ca. 8000 Zyklen an und nimmt danach bis auf ca. 0,4 am Versuchsende nach 80 000 Zyklen ab. Zu Beginn des Versuches bei geringen Zugkräften zeigt sich ein stetiger Übergang vom Haften zum Gleiten mit einer anschließenden geringen Abnahme der Reibungskraft. Mit zunehmender Zyklenzahl tritt bei höheren Reibungskräften ein Stick-Slip-Verhalten mit vergleichsweise geringen Änderungen der Reibungskraft auf. Bei höheren Zyklenzahlen geht dieses Verhalten in ein stetiges Gleitreibungsverhalten mit einer geringen Zunahme der Reibungskraft über. Des Weiteren wird festgestellt, dass die Höhe der Normalkraft den Reibungskoeffizienten nicht beeinflusst. Aufnahmen mit einem Rasterelektronenmikroskop zeigen, dass an den CF-EP-Proben infolge von Rissen in der Faser-Matrix-Anbindung kleine Stücke der Matrix und einzelne Fasern bzw. Faserbündel herausgebrochen werden. Die herausgebrochenen Faserstücke verursachen vereinzelte Vertiefungen an der sonst wenig beschädigten Oberfläche der Aluminium-Probe.

Schürmann und Elter [3] geben den Haftreibungskoeffizienten zwischen GFK/Stahl und CFK/Stahl eigenen Messungen zufolge mit 0,05 bis 0,09 an. Die Messungen von Katsumata et al. [48] zeigen, dass der Reibungskoeffizient zwischen CFK/CFK bei unbehandelten Oberflächen von 0,36 durch ein Anschleifen der Oberfläche und das Einlegen eines Schleifpapiers auf ca. 0,4 bzw. 0,7 erhöht werden kann.

Friedrich und Hubbertz [29] ermitteln die Kopfreibungszahlen zwischen einer Stahlschraube und verschiedenen Plattenmaterialien (CF-EP und CF-PEEK) in Abhängigkeit des Reibungszustandes (Auslieferungszustand, entfettet und geschmiert) und eines wiederholten Anziehens. Die Werte liegen zwischen ca. 0,025 und 0,3.

Vishwanath et al. [49] untersuchen das Gleitreibungs- und Verschleißverhalten zwischen Grauguss und Phenolharz-Laminaten mit drei verschiedenen Gewebeverstärkungen: Glas-, Aramid- und Kohlefaser. Die gemessenen Gleitreibungskoeffizienten der Lamine mit Glas- und Kohlefaserverstärkung liegen zwischen 0,22 und 0,35. Mit der Aramidfaserverstärkung werden größere Gleitreibungskoeffizienten von 0,39 bis 0,5 ermittelt.

Der Einfluss einer Oberflächenstrukturierung durch Abreißgewebe auf das Reibungsverhalten von CF-EP/CF-EP-Reibpaarungen wird von Weiß et al. [50] untersucht. Dazu wird ein runder Probekörper bei einer Normalkraft von 127 N mit einer Geschwindigkeit von 10 mm/s über eine Länge von 500 mm über eine Platte bewegt. Die Strukturierung durch das Abreißgewebe führt zu einem Anstieg des Haftreibungskoeffizienten von 0,1 bei einer glatten Oberfläche auf 0,6 mit der Strukturierung. Ebenfalls nimmt der Gleitreibungskoeffizient von 0,14 auf 0,4 zu. Nach den Versuchen zeigt sich ein Abrieb der Rauigkeitsspitzen der strukturierten Oberfläche, wohingegen an der glatten Oberfläche kein Verschleiß festgestellt werden kann. Ein relevanter Einfluss der Faserorientierung auf die Haft- und Gleitreibungskoeffizienten ist nicht erkennbar. Untersucht wird außerdem der Einfluss verschiedener Kontaminationen der strukturierten Oberfläche mit im Flugzeug vorkommenden Flüssigkeiten (Hydrauliköl, Motoröl, Treibstoff und Enteisungsmitteln). Die Reibungsmessungen zeigen, dass selbst bei den Ölen der Haftreibungskoeffizient nur geringfügig abnimmt, wohingegen der Gleitreibungskoeffizient bei allen Kontaminationen deutlich abnimmt.

Eine Temperaturabhängigkeit des Gleitreibungskoeffizienten bei EP/Stahl-Paarungen werden von Shimo et al. [51] beobachtet. Im Glas- und gummielastischen Zustand ist der Gleitreibungskoeffizient konstant. Im Glasübergangsbereich nimmt der Gleitreibungskoeffizient mit steigender Temperatur bis zum Erreichen der Glasübergangstemperatur zu und sinkt bei weiterer Temperaturerhöhung auf einen konstanten Wert. Die Temperaturabhängigkeit des Reibungskoeffizienten verhält sich ähnlich wie der Verlauf des Verlustfaktors (Dämpfung) des Kunststoffes über der Temperatur. Ein ähnliches Verhalten wird für Reibpaarungen mit Nylon und Elastomeren beobachtet [41]. Darüber hinaus kann auch durch eine Erwärmung der Reibflächen während des Reibungsvorganges der Gleitreibungskoeffizient zunehmen [41]. Eine Temperaturabhängigkeit des Reibungskoeffizienten findet sich prinzipiell auch bei metallischen Reibpaarungen wieder, diese kommt jedoch erst bei Temperaturen oberhalb von 150 °C zum Tragen [42].

## 2.5 Schlussfolgerung

Wie aus dem Stand der Technik hervorgeht, ist die reibschlüssige Lastübertragung in Schraubenverbindung mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen bislang wenig erforscht. Helfrich [12] untersucht zwar unter dem Aspekt reibwerterhöhender Maßnahmen die reibschlüssige Lastübertragung als Teil der Lastübertragung in Schraubenverbindungen, jedoch beschränkt er sich im Wesentlichen auf die experimentelle Betrachtung von CFK/Stahl-Verbindungen bei Raumtemperatur. Unter einem ähnlichen Gesichtspunkt der Reibwerterhöhung durch gezahnte Oberflächen, die letztendlich einen Mikroformschluss erzeugen, werden die Untersuchungen von Schürmann und Elter [3, 13] durchgeführt. Im Vergleich zu diesen Arbeiten liegt der Fokus der vorliegenden Arbeit ausschließlich auf der reibschlüssigen Lastübertragung ohne eine reibwertsteigernde Maßnahme im Vorhinein in Betracht zu ziehen. Neben CFK/Stahl-Schraubenverbindungen werden zudem CFK/CFK- und CFK/Aluminium-Schraubenverbindungen numerisch, analytisch und experimentell untersucht. Um die grundlegende Funktionsweise der reibschlüssigen Lastübertragung zu untersuchen, werden dreidimensionale FE-Analysen an doppelschnittigen

Schraubenverbindungen durchgeführt. Dabei wird ermittelt, wann und wo das Rutschen der Füge­teile beginnt, ob Vorspannkraftänderungen durch die äußere Belastung entstehen und welche effektiven Haftreibungskoeffizienten zu erwarten sind. Diese Untersuchungen werden durch analytische Berechnungen der maximal übertragbaren Kraft, in denen Vorspannkraftänderungen infolge von Querkontraktionseffekten der Füge­teile berücksichtigt werden, ergänzt. Die Erkenntnisse werden genutzt, um die reibschlüssige Lastübertragung eines realitätsnahen Anwendungsszenarios (einschnittige Mehrschraubenverbindung) zu untersuchen.

Der experimentelle Teil der reibschlüssigen Lastübertragung umfasst die statische und zug-schwellende Prüfung von doppelschnittigen Schraubenverbindungen und des genannten Anwendungsfalles bei Raumtemperatur und erhöhter Temperatur (45 °C, 70 °C und 95 °C). Ziel ist es, die maximal übertragbaren Kräfte bzw. die effektiven Haftreibungskoeffizienten, Vorspannkraftänderungen bzw. -verluste und das Verhalten unter zug-schwellender Belastung zu ermitteln. Außer dem Temperatureinfluss wird bei den doppelschnittigen Schraubenverbindungen der Einfluss der Orthotropie der Füge­teilwerkstoffe (isotrop, transversal isotrop, quasi-isotrop und orthotrop) und der Reibungsbedingung (gereinigt, Wasser, Öl, Montagepaste und aufgeraute Oberfläche) untersucht. Die Mehrschraubenverbindung des Anwendungsszenarios wird mit einer reinen in-plane und einer kombinierten in- und out-of-plane Belastung geprüft und deren Einfluss auf die reibschlüssige Lastübertragung untersucht.

Bekanntermaßen treten in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Füge­teilen Vorspannkraftverluste auf. Aufgrund deren wichtiger Bedeutung für die reibschlüssige Lastübertragung werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit analytische, numerische und experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung von Vorspannkraftverlusten durch Setzen und Kriechen ohne eine äußere mechanische Belastung durchgeführt. Im Allgemeinen ist bekannt, dass in allen Schraubenverbindungen Setzkraftverluste entstehen [15, 19, 20]. Diese bleiben jedoch oftmals unberücksichtigt. Daher wird zwischen Setzkraftverlust und Vorspannkraftverlust durch Kriechen unterschieden. Außerdem wird der Begriff des „Kriechens“ nicht nur auf plastische zeitabhängige Deformationen beschränkt, sondern auf reversible zeitabhängige Verformungen ausgedehnt, da polymere Faserverbundwerkstoffe ein überwiegend oder sogar vollständig reversibles Verformungsverhalten zeigen können [52].

Es wird analysiert, inwiefern sich unterschiedliche Plattenwerkstoffe (CF-EP, CF-PA6 und Stahl) auf den Vorspannkraftverlust auswirken. Da mit steigender Temperatur zum Teil ein erheblicher Vorspannkraftverlust in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Füge­teilen einhergeht [28, 29], werden Vorspannkraftmessungen bei konstanter Prüf­temperatur (RT, 50 °C und 70 °C) und wechselnder Prüf­temperatur (−10 °C bis 70 °C) durchgeführt. Außerdem wird der Einfluss der Montagevorspannkraft (5 kN, 10 kN und 15 kN) auf den Vorspannkraftverlust untersucht, da polymere Faserverbundwerkstoffe ab einer bestimmten Beanspruchung quer zur Faserrichtung ein nichtlinear viskoelastisches Materialverhalten zeigen [1]. Aus den Untersuchungen wird das Verformungsverhalten (reversibel, irreversibel) und das Materialverhalten (linear, nichtlinear) der CFK-Laminat­e in Dickenrichtung abgeleitet. Diese Erkenntnisse dienen als Grundlage für die Berechnungsmodelle. Da bisher keine Aussagen über eine Abhängigkeit des Vorspannkraftverlustes vom Lagenaufbau und der Plattenanzahl vorliegen, werden zu diesen Einflussfaktoren

entsprechende Versuchsreihen durchgeführt. Aufgrund des geringen Kenntnisstandes zum Setzkraftverlust in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen wird der Setzbetrag zwischen zwei CF-EP-Platten ermittelt.

Der Grundgedanke ist, den Setzkraftverlust vom Vorspannkraftverlust infolge von Kriechen zu trennen. Da das Langzeitverhalten der Vorspannkraft durch das Werkstoffkriechen bestimmt wird, werden in den Berechnungen im Wesentlichen nur Vorspannkraftverluste durch Kriechen berücksichtigt. Zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes durch Kriechen wird ein viskoelastischer Ansatz unter Berücksichtigung der Orthotropie der Faserverbundlaminare zur Beschreibung des zeitabhängigen Materialverhaltens verfolgt, da Kriechgesetze streng genommen nur bei einer konstanten Spannung gültig sind und Richtungsabhängigkeiten nicht berücksichtigt werden. Im Vergleich zu anderen Arbeiten [27, 36, 53] werden die Kriech- bzw. Relaxationsfunktionen der UD-Schicht nicht mit der Mikromechanik [54, 55] aus den elastischen Faser- und viskoelastischen Matrixdaten ermittelt, sondern numerisch mit einem repräsentativen Volumenelement. Dies hat den Vorteil, dass der dreidimensionale Spannungszustand in den Fasern und der Matrix berücksichtigt wird. Für die Ermittlung der Kriech- bzw. Relaxationsfunktionen auf Laminatenebene wird ebenfalls ein repräsentatives Volumenelement verwendet. Diese Materialfunktionen werden für das analytische Berechnungsmodell benötigt. Temperaturabhängigkeiten des Kriechverhaltens sollen durch das ZTVP modelliert werden. Neben den mechanischen Materialfunktionen werden die „Kriechfunktionen“ der Wärmeausdehnungskoeffizienten ermittelt.

Zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes wird die viskoelastisch exakte Lösung mit der quasi-elastischen Näherungslösung unter Berücksichtigung der Orthotropie der Laminare verglichen. Dies wurde bisher noch nicht konkret an Vorspannkraftberechnungen durchgeführt, sondern nur indirekt durch Vernachlässigung der Orthotropie [26]. Der Vorspannkraftverlust wird, ähnlich zu anderen Arbeiten [27, 36, 53], in einer dreidimensionalen FE-Analyse ermittelt. Neben dem Einfluss der Temperatur, soll der bisher noch nicht betrachtete Einfluss des Lagenaufbaus, Faservolumengehaltes und der Laminatdicke auf den Vorspannkraftverlust untersucht werden. Da bislang kein universell einsetzbares analytisches Berechnungsmodell zur Vorhersage des Vorspannkraftverlustes in Schraubenverbindungen unter Berücksichtigung eines beliebigen linear thermo-viskoelastischen Materialverhaltens von polymeren Faserverbundlaminaten existiert, wird ein Modell in Anlehnung an das Kraft-Verformungsverhalten nach VDI 2230 [19] entwickelt. Die Verifikation des Modells erfolgt mit der Finite-Elemente-Methode (FEM).

In der Literatur werden verschiedene Konzepte, wie Nachziehen [28] und Zweitmontage [12], zur Verringerung des Vorspannkraftverlustes in Schraubenverbindungen angeführt. Um einen Beitrag zu dieser Thematik zu leisten, wird der Einfluss einer Warm-Montage in Kombination mit einem Nachziehen auf den Vorspannkraftverlust in Schraubenverbindungen mit CF-EP- und CF-PA6-Laminaten untersucht.

Da hinsichtlich der Reibungskoeffizienten zum Teil sehr unterschiedliche Angaben in der Literatur existieren, werden eigene Haftreibungsmessungen zwischen CFK/CFK und CFK/Metall (CFK: CF-PA6, CF-EP, Metalle: Aluminium, Stahl und Aluminium mit KTL-Beschichtung) mit gereinigten und glatten Probenoberflächen bei Raumtemperatur durchgeführt. Im Gegensatz zu anderen Arbeiten [43–45, 47] werden die Versuche bei

geringen Normalkräften von ca. 81 N durchgeführt, um einen Einfluss der Querkontraktion der Probekörper und des Verschleißes auf die Haftreibungskoeffizienten zu vermeiden. Aufgrund der bekannten Temperaturabhängigkeit des Reibungskoeffizienten polymerer Werkstoffpaarungen und der wenigen Versuchsdaten, werden Haftreibungsmessungen zwischen CFK/Metall bei 80 °C durchgeführt. Außerdem soll der Einfluss des Lagenaufbaus (quasi-isotrop, biaxial und unidirektional) auf den Haftreibungskoeffizienten ermittelt werden.

## 3 Grundlagen der Viskoelastizität

In der Auslegung von Strukturen aus polymeren Faserverbundwerkstoffen genügt es für viele Anwendungen diese als rein elastisch zu betrachten. Jedoch kann es unter bestimmten Belastungen (z.B. Kräfte senkrecht zur Faserrichtung) und Umgebungsbedingungen (Temperatur und Feuchtigkeit) zu einem zeitabhängigen Materialverhalten kommen, welches nicht zu vernachlässigen ist. Dieses wird maßgeblich von den viskoelastischen Eigenschaften des Matrixsystems geprägt.

In diesem Kapitel wird auf relevante Grundlagen der Viskoelastizitätstheorie, die zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes in CFK-Schraubenverbindungen verwendet werden, eingegangen. Die Ausführungen beschränken sich auf den Fall der linearen Viskoelastizität, die bei kleinen Deformationen vorliegt. Etwaige Alterungseffekte, wie z.B. durch UV-Licht, werden nicht betrachtet. Detailliertere Informationen zur Viskoelastizitätstheorie können der Fachliteratur, wie z.B. [52, 56–62], entnommen werden.

### 3.1 Begriffe und Eigenschaften

Ein viskoelastisches Material verbindet die Eigenschaften eines elastischen Festkörpers mit denen einer viskosen Flüssigkeit. Während ein elastisches Material auf eine Anregung zu jedem Zeitpunkt mit einer sofortigen Antwort reagiert, zeigt eine viskose Flüssigkeit eine zeitverzögerte, dehnratenabhängige Reaktion. Viskoelastisches Materialverhalten äußert sich phänomenologisch somit in den folgenden Merkmalen:

- Kriechen: Zunehmende Dehnung unter einer konstanten Spannung,
- Relaxieren: Abnehmende Spannung unter einer konstanten Dehnung und
- Dämpfung: Zeitverzögerte Reaktion auf eine wechselnde Beanspruchung.

In Abbildung 3.1 ist die Reaktion eines elastischen, viskosen und viskoelastischen Materials auf die Belastung während eines einachsigen Kriechversuches dargestellt. Dabei wird eine konstante Spannung  $\sigma_0$  zum Zeitpunkt  $t = 0$  sprunghaft aufgebracht und zum Zeitpunkt  $t_e$  vollständig entlastet. Es wird festgestellt:

- Für das elastische Material stellt sich eine entsprechende konstante Dehnung  $\varepsilon_0$  ein, die sich sofort nach der Entlastung vollständig zurückbildet.
- Die viskose Flüssigkeit zeigt während der Belastung eine linear zunehmende Dehnung, die nach der Entlastung erhalten bleibt. Die auftretenden Dehnungen sind somit vollständig irreversibel.

- Ein viskoelastisches Material reagiert auf die Belastung mit einer sprunghaften elastischen Dehnung und einer zusätzlichen zeitabhängigen Dehnung. Nach der Entlastung bildet sich die elastische Dehnung sofort zurück, wohingegen sich die zeitabhängige Dehnung je nach vorliegendem Material teilweise oder vollständig mit der Zeit zurückbilden kann [59].

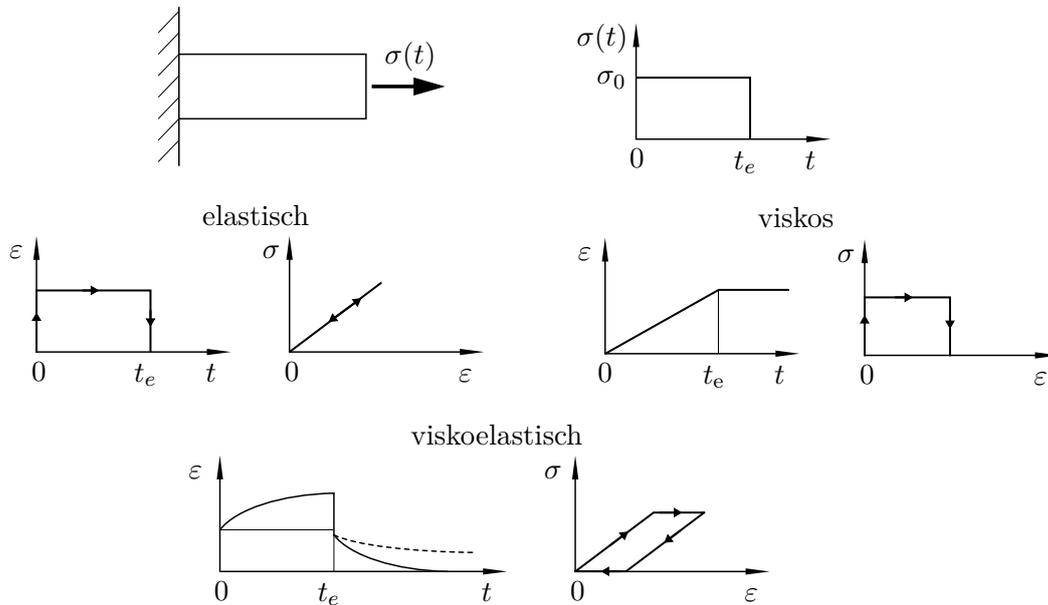


Abbildung 3.1: Elastischer, viskoser und viskoelastischer Werkstoff unter einachsiger Zugbelastung (Kriechversuch)

Bezieht man die im Kriechversuch auftretende Dehnung  $\epsilon(t)$  auf die Spannung  $\sigma_0$ , so erhält man die Kriechfunktion  $J(t)$  zu:

$$J(t) = \frac{\epsilon(t)}{\sigma_0}. \quad (3.1)$$

Eine weitere charakteristische Materialfunktion eines viskoelastischen Materials ist die Relaxationsfunktion  $E(t)$ . Diese wird im Relaxationsversuch aus der gemessenen Spannung  $\sigma(t)$  und der sprunghaft aufgebrachten, konstanten Dehnung  $\epsilon_0$  bestimmt:

$$E(t) = \frac{\sigma(t)}{\epsilon_0}. \quad (3.2)$$

## 3.2 Viskoelastische Modelle

Zur Beschreibung von viskoelastischem Materialverhalten haben sich zum einen rheologische Modelle, d.h. Feder-Dämpfer-Modelle, und zum anderen mathematische Modelle

ohne physikalischen Hintergrund, welche vor allem für experimentellen Untersuchungen verwendet werden, etabliert. Die Vorteile der rheologischen gegenüber den mathematischen Modellen bestehen in der Anschaulichkeit und in der universellen Anwendbarkeit auf beliebige Anregungshistorien, während die mathematischen Modelle in der Regel nur die Antwort auf eine bestimmte Anregung (z.B. Kriechen) liefern. Als Nachteile sind die höhere Komplexität und die insbesondere bei verallgemeinerten Modellen auftretende größere Anzahl an Parametern zu nennen. Die Parameterbestimmung erfolgt üblicherweise durch Kriech- bzw. Relaxationsversuche. [58]

Im Folgenden wird der verallgemeinerte Maxwell-Körper als rheologisches und der empirische Potenzansatz nach Findley als mathematisches Modell vorgestellt.

### Verallgemeinerter Maxwell-Körper

Verallgemeinerte rheologische Modelle ermöglichen durch eine Vielzahl an Parametern die Anpassung des Modellverhaltens an reales Werkstoffverhalten über einen großen Zeitbereich. Dazu gehört der verallgemeinerte Maxwell-Körper, der zur Beschreibung von festkörperartigem Werkstoffverhalten dient, Abbildung 3.2. Dieser besteht aus mehreren parallel geschalteten Reihenschaltungen von Feder- und Dämpferelementen, den sog. Maxwell-Körpern, und einer Einzelfeder. Das Modell kann durch Entfernen der Einzelfeder oder durch Hinzufügen eines weiteren Dämpfers parallel zu den Maxwell-Körpern ebenfalls zur Beschreibung von flüssigkeitsartigem Verhalten (u.a. von unvernetzten Polymeren) verwendet werden.

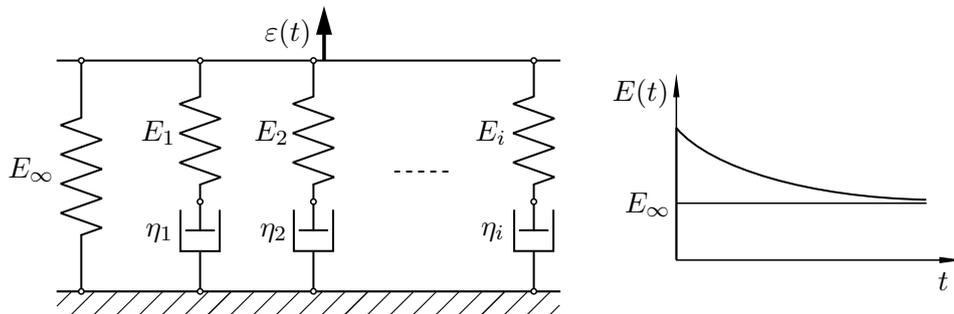


Abbildung 3.2: Verallgemeinerter Maxwell-Körper mit zugehöriger Relaxationsfunktion  $E(t)$  zur Beschreibung von viskoelastischem Verhalten eines Festkörpers

Das elastische Verhalten wird bei linearer Viskoelastizität durch Hookesche Federn mit der Steifigkeit  $E_i$  und das zeitabhängige, viskose Verhalten durch Newtonsche Dämpfer mit der Viskosität  $\eta_i$  modelliert. Die Stoffgesetze dieser beiden Grundkomponenten sind  $\sigma_{F_i} = E_i \varepsilon_{F_i}$  und  $\sigma_{\eta_i} = \eta_i \dot{\varepsilon}_{\eta_i}$ . Aus dem Kräftegleichgewicht und kinematischen Bedingungen kann die Relaxationsfunktion  $E(t)$  des verallgemeinerten Maxwell-Körpers bestehend aus  $N$  Maxwell-Körpern mit den Relaxationszeiten  $\tau_i = \eta_i/E_i$  abgeleitet werden [58]:

$$E(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^N E_i e^{-t/\tau_i}. \quad (3.3)$$

Dieser Zusammenhang wird auch als Prony-Reihe bezeichnet. Es wird deutlich, dass der verallgemeinerte Maxwell-Körper bei einer Relaxationsbelastung für  $t \rightarrow \infty$  eine Gleichgewichtselastizität  $E_\infty$  und für  $t = 0$  eine Anfangselastizität  $E_0$  aufweist. Dabei gilt:

$$E_0 = E_\infty + \sum_{i=1}^N E_i. \quad (3.4)$$

Mit der Einführung eines relativen Relaxationsmoduls  $\alpha_i = E_i/E_0$  und Gleichung (3.4) kann die Prony-Reihe (3.3) umgeformt werden zu:

$$E(t) = E_0 \left( 1 - \sum_{i=1}^N \alpha_i (1 - e^{-t/\tau_i}) \right). \quad (3.5)$$

Ein sehr effizientes Verfahren zur Bestimmung der Parameter einer Prony-Reihe ist die Kollokationsmethode nach Schapery [63, 64]. Bei diesem Approximationsverfahren werden die Relaxationszeiten  $\tau_i$  in einem Abstand von einer Dekade gewählt und mit den Messwerten, die ebenfalls in einem Abstand von einer Dekade vorliegen müssen, ein lineares Gleichungssystem zur Bestimmung der Relaxationsmoduln  $E_i$  gebildet. Als Vorteile gegenüber anderen Verfahren, wie z.B. der Methode der kleinsten Quadrate, ist die Einfachheit und die deutlich geringere Rechenzeit zu nennen. Hingegen können sich einzelne Messfehler durch die festgelegten Messpunkte besonders stark auf die Parameter auswirken.

### Potenzansatz nach Findley

Experimentelle Untersuchungen zeigen, dass das Kriechverhalten vieler Kunststoffe und polymerer Faserverbundwerkstoffe über einen großen Zeitbereich mit einem einfachen Potenzansatz beschrieben werden kann. Die zeitabhängige Dehnung  $\varepsilon(t)$  unter konstanter Spannung und Temperatur ist [52]:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + \varepsilon^+ t^n, \quad (3.6)$$

mit der elastischen Dehnung  $\varepsilon_0$ , dem Kriechparameter  $\varepsilon^+$  und dem Kriechexponenten  $n$ . Der Einfluss der Temperatur auf das Kriechverhalten äußert sich in einer Temperaturabhängigkeit der Parameter  $\varepsilon_0$  und  $\varepsilon^+$ , wohingegen  $n$  nahezu unabhängig von der Temperatur ist. Der Potenzansatz kann auch auf nichtlineare Viskoelastizität verallgemeinert werden, indem eine zusätzliche Spannungsabhängigkeit von  $\varepsilon_0$  und  $\varepsilon^+$  eingeführt wird ( $n$  ist unabhängig von der aufgebrauchten Spannung).

Dividiert man Gleichung (3.6) durch die aufgebrauchte Spannung  $\sigma_0$  so erhält man die Kriechfunktion  $J(t)$  mit der elastischen Nachgiebigkeit  $J_0$  und dem Kriechparameter  $J_1$  zu:

$$J(t) = J_0 + J_1 t^n. \quad (3.7)$$

Es sei angemerkt, dass ein Gleichgewichtszustand für große Zeiten, wie bei den rheologischen Modellen mit dem Potenzansatz nach Findley, nicht abgebildet werden kann. Im Kriechversuch bedeutet dies, dass für  $t \rightarrow \infty$  die Dehnung einen unendlich großen Wert annimmt.

### 3.3 Integrale Formulierung des Materialgesetzes

Unter der Voraussetzung linearer Viskoelastizität und der Gültigkeit des Superpositionsprinzips von Spannungen und Dehnungen kann das eindimensionale Werkstoffgesetz eines viskoelastischen Materials mit beliebiger Kriechfunktion  $J(t)$  unter isothermen Bedingungen angegeben werden zu [57]:

$$\varepsilon(t) = J(t)\sigma_0 + \int_{0+}^t J(t-\vartheta) \frac{d\sigma(\vartheta)}{d\vartheta} d\vartheta. \quad (3.8)$$

Hierin ist  $\varepsilon(t)$  die resultierende Dehnung aus der zum Zeitpunkt  $t=0$  aufgebrachten konstanten Spannung  $\sigma_0$  und der zeitabhängigen Spannung  $\sigma(t)$ . Die untere Integrationsgrenze  $\vartheta = 0+$  gibt an, dass in dem Integral nur die zeitabhängigen Spannungen zu berücksichtigen sind. Das Werkstoffgesetz (3.8) ist unter dem Namen „Boltzmannsches Superpositionsprinzip“ bekannt und beschreibt die Auswirkungen von in der vergangenen Zeit  $\vartheta$  aufgebrachten Spannungen auf die Dehnungen zur gegenwärtigen Zeit  $t$ . Das Material besitzt somit ein Erinnerungsvermögen, weshalb der Integralausdruck auch als „Gedächtnisintegral“ bezeichnet wird. Die Dehnungen zum gegenwärtigen Zeitpunkt  $t$  sind von der gesamten Vorgeschichte des aufgebrachten Spannungsverlaufes  $\sigma(t)$  abhängig. [57, 58]

In analoger Weise zu Gleichung (3.8) kann das Boltzmannsche Superpositionsprinzip mit der Relaxationsfunktion  $E(t)$  nach der Spannung  $\sigma(t)$  formuliert werden [57]:

$$\sigma(t) = E(t)\varepsilon_0 + \int_{0+}^t E(t-\vartheta) \frac{d\varepsilon(\vartheta)}{d\vartheta} d\vartheta. \quad (3.9)$$

Die Werkstoffgesetze (3.8) und (3.9) können für den dreidimensionalen Spannungs- und Dehnungszustand verallgemeinert werden. Für diesen Fall geht die Kriechfunktion  $J(t)$  mit  $S_{ijkl}(t)$  und die Relaxationsfunktion  $E(t)$  mit  $C_{ijkl}(t)$  jeweils in einen Tensor vierter Stufe über. Die Werkstoffgesetze in Tensornotation mit  $i, j, k, l = 1, 2, 3$  sind [58]:

$$\varepsilon_{ij}(t) = \int_{-0}^t S_{ijkl}(t-\vartheta) \frac{d\sigma_{kl}(\vartheta)}{d\vartheta} d\vartheta \quad \text{und} \quad (3.10)$$

$$\sigma_{ij}(t) = \int_{-0}^t C_{ijkl}(t-\vartheta) \frac{d\varepsilon_{kl}(\vartheta)}{d\vartheta} d\vartheta. \quad (3.11)$$

Die untere Integrationsgrenze  $\vartheta = -0$  kennzeichnet, dass im Gegensatz zu den Formulierungen (3.8) und (3.9) die aufgebrachten konstanten Spannungen bzw. Dehnungen zum Zeitpunkt  $t = 0$  in den aufgebrachten zeitabhängigen Spannungen  $\sigma_{kl}(t)$  bzw. zeitabhängigen Dehnungen  $\varepsilon_{ij}(t)$  zu berücksichtigen sind. Für ein anisotropes Material ergeben sich insgesamt 21 unabhängige Kriech- bzw. Relaxationsfunktionen; für ein orthotropes Material verbleiben neun unabhängige Materialfunktionen.

Zu einer weiteren Form des isotropen Materialgesetzes, welches u.a. in kommerziellen FE-Programmen Anwendung findet, gelangt man nach [52, 65] durch Verwendung der Relaxationsfunktion  $K(t)$  des Kompressionsmoduls (= Volumenrelaxationsfunktion) und der Relaxationsfunktion  $G(t)$  des Schubmoduls (= Schubrelaxationsfunktion):

$$\sigma_{ij}(t) = \underbrace{I \int_{-0}^t K(t - \vartheta) \frac{d\varepsilon^{\text{vol}}(\vartheta)}{d\vartheta} d\vartheta}_{\text{hydrostatischer Anteil}} + 2 \underbrace{\int_{-0}^t G(t - \vartheta) \frac{de_{ij}(\vartheta)}{d\vartheta} d\vartheta}_{\text{deviatorischer Anteil}}. \quad (3.12)$$

Hierin sind:

- $I$  Eins-Tensor (gleichbedeutend mit dem Kronecker-Delta  $\delta_{ij}$ ),
- $\varepsilon^{\text{vol}}$  Volumendehnung ( $= 1/3(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33})$ ) und
- $e_{ij}$  Dehnungsdeviator.

Der hydrostatische Spannungsanteil in Gleichung (3.12) gibt mit der Volumenrelaxationsfunktion  $K(t)$  die Spannungen, die infolge einer Volumendehnung  $\varepsilon^{\text{vol}}$  zu einer reinen Volumenänderung des Materials führen, an. Im Gegensatz dazu gibt der deviatorische Spannungsanteil mit der Schubrelaxationsfunktion  $G(t)$  die Spannungen an, welche infolge des Dehnungsdeviators  $e_{ij}$  zu einer reinen Gestaltänderung des Materials führen.

Für ein viskoelastisches Material sind die Volumen- und Schubrelaxationsfunktion im Allgemeinen nicht identisch ( $K(t) \neq G(t)$ ), woraus eine zeitlich veränderliche Querkontraktionszahl  $\nu(t)$  resultiert [52, 56]. Die Messung der Querkontraktionszahl  $\nu(t)$  gestaltet sich in der Praxis aufgrund der geringen Querdehnungen als schwierig. Während in [66] darauf hingewiesen wird, dass die Querkontraktionszahl  $\nu(t)$  von Polymeren üblicherweise als konstant angenommen wird, geben Schürmann [1] und Stommel et al. [67] eine Beziehung an, mit der die zeitabhängige Querkontraktionszahl  $\nu(t)$  aus der Relaxationsfunktion  $E(t)$  des Polymers bzw. der Matrix bestimmt werden kann:

$$\nu(t) = \nu_{\infty} \left[ 1 - (1 - 2\nu_0) \frac{E(t)}{E} \right]. \quad (3.13)$$

Dieser Formulierung liegt die Annahme zu Grunde, dass während der Beanspruchung eines polymeren Faserverbundwerkstoffes die Matrix keine Volumenänderung, sondern lediglich eine reine Gestaltänderung ( $\varepsilon^{\text{vol}} = 0$ ) erfährt. Die Volumenrelaxationsfunktion  $K(t)$  ist folglich eine Konstante und die Querkontraktionszahl  $\nu(t)$  nimmt für sehr lange Belastungszeiten den Wert  $\nu_{\infty} = 0,5$  an. Die Umrechnung zwischen  $E(t)$ ,  $G(t)$ ,  $K(t)$  und  $\nu(t)$  kann

mit dem Korrespondenzprinzip unter Verwendung der Zusammenhänge für den elastischen Fall [58] erfolgen.

### 3.4 Korrespondenzprinzip

Das Korrespondenzprinzip besagt im Wesentlichen, dass die analytische Lösung eines elastischen Spannungsproblems mit zeitlich konstanten Randbedingungen eine äquivalente Form aufweist wie die linear viskoelastische Lösung desselben Problems im Laplace-Bereich. Der Vorteil dieser Äquivalenz liegt darin, dass bestehende Lösungen von elastischen Spannungsproblemen direkt zur Lösung von viskoelastischen Problemen verwendet werden können. Jedoch kann sich die Rücktransformation in den Zeitbereich als schwierig erweisen, weshalb unter Umständen auf Approximationsverfahren zurückgegriffen werden muss. Wie eingangs erwähnt, ist das Korrespondenzprinzip auf Spannungsprobleme mit zeitlich konstanten Randbedingungen beschränkt, d.h. Kontaktprobleme oder Risswachstum können nicht behandelt werden. Es findet u.a. Anwendung in der Mikromechanik von Faserverbundwerkstoffen mit linear viskoelastischer Matrix zur Bestimmung von effektiven Lamineigenschaften. Darüber hinaus ist es auch auf Probleme mit isothermen oder zeitlich veränderlichen Temperaturen anwendbar. Dies gelingt indem das Korrespondenzprinzip in Bezug auf die reduzierte Zeit  $\xi$  angewendet wird. [55, 56, 58, 68]

Die Laplace-Transformierte  $f(s)$  einer Funktion  $f(t)$  ist definiert als [69]:

$$f(s) = \mathcal{L}\{f(t)\} = \int_0^{\infty} f(t)e^{-st}dt. \quad (3.14)$$

Damit ergibt sich das linear viskoelastische Materialgesetz (3.10) bzw. (3.11) zu:

$$\varepsilon_{ij}(s) = sS_{ijkl}(s)\sigma_{kl}(s) \quad \text{bzw.} \quad \sigma_{ij}(s) = sC_{ijkl}(s)\varepsilon_{kl}(s). \quad (3.15)$$

Hier ist die Äquivalenz zum Hookeschen Elastizitätsgesetz mit  $\sigma_{ij} = C_{ijkl}\varepsilon_{kl}$  bzw.  $\varepsilon_{ij} = S_{ijkl}\sigma_{kl}$  erkennbar.

Folgende Schritte sind bei der Anwendung des Korrespondenzprinzips durchzuführen:

1. Aufstellen der elastischen Lösung,
2. Ersetzen der zeitabhängigen Größen  $f(t)$  durch  $sf(s)$  und
3. Rücktransformation der gesuchten Größe in den Zeitbereich.

Mit dem Korrespondenzprinzip kann aus dem Materialgesetz (3.15) unmittelbar der Zusammenhang zwischen Kriech- und Relaxationsfunktion abgeleitet werden. Für den eindimensionalen Fall folgt:

$$E(s) = \frac{1}{s^2J(s)}. \quad (3.16)$$

### 3.5 Quasi-elastische Lösung

Die quasi-elastische Lösung ist eine Approximation der viskoelastisch exakten Lösung. Ausgehend von der elastischen Lösung werden alle Elastizitätsgrößen durch deren zeitabhängige Materialfunktionen (Kriech- bzw. Relaxationsfunktionen) substituiert. Die Spannungs-Dehnungsbeziehungen lauten dann wie folgt [68]:

$$\varepsilon_{ij}(t) \approx S_{ijkl}(t)\sigma_{kl}(t) \quad \text{bzw.} \quad \sigma_{ij}(t) \approx C_{ijkl}(t)\varepsilon_{kl}(t). \quad (3.17)$$

Daraus resultiert, dass die Kriech- und Relaxationsfunktion durch einfaches Invertieren ineinander umgerechnet werden können:

$$E(t) \approx \frac{1}{J(t)}. \quad (3.18)$$

Nach Schürmann [1] stellt die quasi-elastische Lösung im Allgemeinen eine sehr gute Approximation der viskoelastischen Lösung dar. Von Hinterhölzl [70] wird angeführt, dass die quasi-elastische Lösung eine akzeptable Näherung der viskoelastischen Lösung darstellt, wenn das viskoelastische Material vergleichsweise relativ schwache Gedächtniseigenschaften aufweist (geringe Krümmungen der Materialfunktionen in einem logarithmischen Plot über der Zeit) oder eine möglichst glatte Anregungsfunktion des Materials vorliegt.

### 3.6 Nicht isotherme Bedingungen

Das viskoelastische Verhalten von Polymeren und deren Faserverbundwerkstoffen ist temperaturabhängig. Aufgrund von thermisch aktivierten Umlagerungsvorgängen innerhalb und zwischen den Molekülketten eines Polymers laufen die Kriech- und Relaxationsprozesse bei erhöhter Temperatur schneller ab als bei geringerer [71]. Außerdem entstehen bei einer Temperaturänderung thermische Dehnungen bzw. Spannungen, die im Werkstoffgesetz berücksichtigt werden müssen. Für eine Vielzahl von Kunststoffen und deren Faserverbundwerkstoffen kann das temperaturabhängige viskoelastische Verhalten mit dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip beschrieben werden [59, 68].

#### Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip (ZTVP)

Das ZTVP beschreibt im Wesentlichen, dass das viskoelastische Verhalten bei erhöhter Temperatur dem bei geringer Temperatur, jedoch verschoben zu längeren Zeiten, entspricht. Auf der logarithmischen Zeitskala entspricht dies einer horizontalen Verschiebung der Kriech- bzw. Relaxationsfunktion unterschiedlicher Temperaturen um einen temperaturabhängigen Verschiebungsfaktor  $\log a_T$ , Abbildung 3.3 links. [59, 68]

Das ZTVP kann zur Konstruktion einer Masterkurve, welche Aufschluss über das Kriechverhalten außerhalb des experimentellen Zeitfensters liefert, angewendet werden, Abbildung 3.3 rechts. Dazu werden Relaxationsversuche in einem bestimmten Zeitfenster

bei unterschiedlichen Temperaturen  $T_i$  durchgeführt. Die ermittelten Relaxationsfunktionen  $E(t, T_i)$  werden auf der logarithmischen Zeitachse horizontal verschoben, sodass sich bei der frei definierbaren Referenztemperatur  $T_R$  (hier:  $T_R = T_3$ ) eine zusammenhängender Kurvenzug ergibt. Zu beachten ist, dass innerhalb dieser Zeitspanne keine Änderung des Relaxationsmechanismus stattfinden darf. [59]

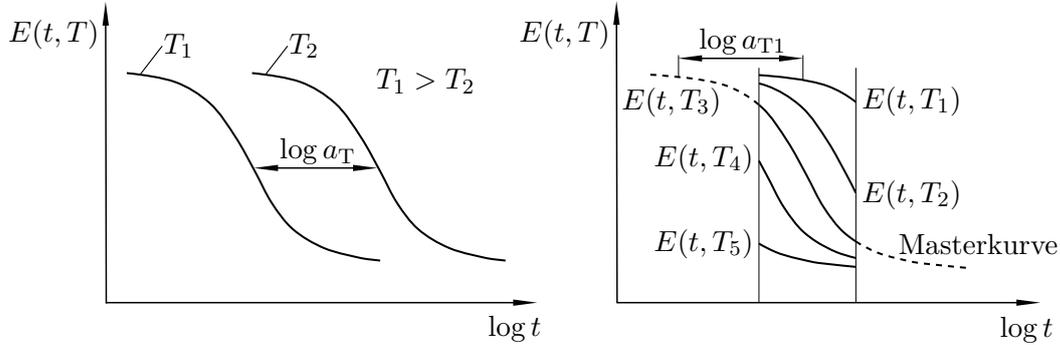


Abbildung 3.3: Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip

Nach dem ZTVP sind Zeit  $t$  und Temperatur  $T$  äquivalente Größen und können in einer einzigen Variablen, der sog. reduzierten Zeit  $\xi$ , zusammengefasst werden [68]:

$$\xi = \frac{t}{a_T} \quad \Leftrightarrow \quad \log \xi = \log t - \log a_T. \quad (3.19)$$

Damit können die Materialfunktionen in Abhängigkeit der reduzierten Zeit  $\xi$  ausgedrückt werden:

$$E(t, T) = E(\xi) \quad \text{bzw.} \quad J(t, T) = J(\xi) \quad (3.20)$$

und es folgt das temperaturabhängige dreidimensionale Werkstoffgesetz zu [68]:

$$\varepsilon_{ij} = \int_{-0}^{\xi} S_{ijkl}(\xi - \xi') \frac{d\sigma_{kl}(\xi')}{d\xi'} d\xi' \quad \text{bzw.} \quad (3.21)$$

$$\sigma_{ij} = \int_{-0}^{\xi} C_{ijkl}(\xi - \xi') \frac{d\varepsilon_{kl}(\xi')}{d\xi'} d\xi'. \quad (3.22)$$

Treten während der Belastung instationäre Temperaturen auf, so gilt [68]:

$$\xi = \int_0^t \frac{dt'}{a_T(T(t'))}. \quad (3.23)$$

Der thermische Verschiebungsfaktor  $a_T$  ist ein von der Temperatur und dem Relaxationsmechanismus des Polymers abhängiger Parameter, der den Einfluss der Temperatur auf die innere Viskosität des Werkstoffes wiedergibt. Im Glaszustand, d.h. für Temperaturen unterhalb der Glasübergangstemperatur  $T_g$ , finden sekundäre Relaxationsmechanismen, wie z.B. Rotation von Seitengruppen der Molekülketten, statt. [59, 68]

Es gilt dann die Arrhenius-Gleichung [59]:

$$\log a_T = \frac{\Delta H}{2,303 \cdot R} \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_R} \right) \quad T < T_g. \quad (3.24)$$

Darin bezeichnen:

- $\Delta H$  Aktivierungsenergie des Relaxationsprozesses,
- $R$  Universelle Gaskonstante ( $= 8,314 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$ ) und
- $T_R$  Referenztemperatur der Masterkurve in Kelvin.

Oberhalb der Glasübergangstemperatur  $T_g$  (primäre Relaxationsvorgänge) findet der empirische Zeit-Temperatur-Verschiebungsansatz nach Williams, Landel und Ferry (WLF-Gleichung) Anwendung [59, 72]:

$$\log a_T = - \frac{c_1(T - T_R)}{c_2 + T - T_R} \quad T > T_g. \quad (3.25)$$

Hierin sind  $c_1$  und  $c_2$  materialspezifische Konstanten, die von der Wahl der Referenztemperatur  $T_R$  abhängen. Nach [72] ergeben sich bei  $T_R = T_g + 50 \text{ K}$  die Konstanten für eine Vielzahl der Polymere zu  $c_1 = 8,86$  und  $c_2 = 101,6$ .

Werkstoffe, deren viskoelastisches Verhalten mit Gleichung (3.21) bzw. (3.22) beschrieben werden kann, werden als thermisch rheologisch einfach bezeichnet. Dabei weisen Faserverbundwerkstoffe, welche aus elastischen Fasern und einer viskoelastischen Matrix mit thermisch rheologisch einfachen Materialverhalten bestehen, ebenfalls thermisch rheologisch einfaches Verhalten auf. Thermisch rheologisch komplexes Verhalten liegt vor, wenn das viskoelastische Verhalten nicht nach Gleichung (3.21) bzw. (3.22) beschrieben werden kann. Diese Werkstoffe zeigen neben einem horizontalen thermischen Verschiebungsfaktor  $a_T$  einen zusätzlichen vertikalen thermischen Verschiebungsfaktor  $b_T$ . Zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit von  $b_T$  existieren verschiedene Ansätze, die u.a. auf der Dichteänderung des Werkstoffes basieren. [68]

---

\*Der Faktor 2,303 entsteht bei der Umrechnung vom natürlichen Logarithmus  $\ln(x)$  in den dekadischen Logarithmus  $\log(x)$ .

### Thermische Dehnung

Neben einer Änderung der viskoelastischen Eigenschaften führt eine Temperaturänderung je nach vorliegenden Randbedingungen zu thermischen Dehnungen und Spannungen. Die gesamte auftretende Dehnung  $\varepsilon_{\text{ges},ij}$  ergibt sich aus der mechanischen Dehnung nach Gleichung (3.10) und der thermischen Dehnung  $\varepsilon_{\text{th},ij}$  zu:

$$\varepsilon_{\text{ges},ij} = \varepsilon_{\text{mech},ij} + \varepsilon_{\text{th},ij}. \quad (3.26)$$

Im Allgemeinen unterliegt die thermische Dehnung (bzw. Spannung) einer Abhängigkeit von der Temperaturhistorie  $\Delta T(t)$ . Bei thermisch rheologisch einfachem Materialverhalten gilt [68]:

$$\varepsilon_{\text{th},ij} = \int_{-0}^{\xi} \alpha_{\text{th},ij}(\xi - \xi') \frac{d\Delta T(\xi')}{d\xi'} d\xi'. \quad (3.27)$$

Dabei sind  $\alpha_{\text{th},ij}(\xi)$  die „Kriechfunktionen“ der Wärmeausdehnungskoeffizienten, die sich bei einer konstanten Temperaturänderung  $\Delta T$  ohne die Einwirkung einer mechanischen Belastung einstellen. Sie können die Form einer Prony-Reihe annehmen [73]:

$$\alpha_{\text{th},ij}(\xi) = \alpha_{\text{th},ij}^0 + \sum_s \alpha_{ij}^{(s)} \left(1 - e^{(-\xi/\tau_s)}\right) \quad (3.28)$$

Es zeigt sich, dass bei Polymeren unterhalb der Glasübergangstemperatur  $T_g$  die Zeitabhängigkeit der thermischen Dehnung  $\varepsilon_{\text{th},ij}$  gegenüber der Zeitabhängigkeit der mechanischen Dehnung  $\varepsilon_{\text{mech},ij}$  vernachlässigt werden kann [74]. Es gilt dann:

$$\varepsilon_{\text{th},ij} = \int \alpha_{\text{th},ij}(T) dT. \quad (3.29)$$

## 4 Vorspannkraftverluste

In diesem Kapitel wird der Vorspannkraftverlust durch Setzen und Kriechen in Schraubenverbindungen mit CFK-Werkstoffen experimentell, numerisch und analytisch anhand von äußerlich mechanisch unbelasteten M8 Schraubenverbindungen mit CFK-Platten und Stahl-Schrauben untersucht. Ein Teil der nachfolgenden Untersuchungen wurde bereits in [75] vorgestellt und wird in der vorliegenden Arbeit um experimentelle Untersuchungen sowie Berechnungen unter nicht isothermen Bedingungen ergänzt.

### 4.1 Vorspannkraftmessungen

Zur Bestimmung der Vorspannkraftverluste infolge von Setzen und Kriechen in CFK-Schraubenverbindungen wird die Vorspannkraft in M8 Schraubenverbindungen gemessen. Die betrachteten Einflussfaktoren auf die Vorspannkraftverluste sind:

- Matrix- bzw. Plattenwerkstoff: Epoxid (EP) und Polyamid 6 (PA6) mit Kohlenstofffaser (CF)-Verstärkung sowie Stahl (St),
- Lagenaufbau: unidirektional (UD), biaxial und quasi-isotrop (QI),
- Prüftemperatur  $T$ : Raumtemperatur (RT), 50 °C und 70 °C sowie wechselnd zwischen –10 °C und 70 °C,
- Montagevorspannkraft  $F_M$ : 5 kN, 10 kN und 15 kN und
- Anzahl  $n_{T,CFK}$  der inneren CFK/CFK-Trennfugen: 0 bis 3.

In Tabelle 4.1 ist eine Übersicht aller durchgeführten Vorspannkraftmessungen mit Angabe der Schraubenanzahl  $n_S$  je Versuch dargestellt. Die Versuchsdauer  $t$  liegt zwischen ca. 9 und 96 Tagen.

Tabelle 4.1: Übersicht der durchgeführten Vorspannkraftmessungen (\*84 Zyklen zwischen –10 °C und 70 °C)

Plattenwerkstoff	$T$	$F_M$	$n_{T,CFK}$	$n_S$	$t$
CF-EP-2.9	RT	5 kN	0	3	672 h (ca. 28 d)
	RT	10 kN	0	5	2309 h (ca. 96 d)
	RT	10 kN	1	3	331 h (ca. 14 d)
	RT	10 kN	2	4	331 h (ca. 14 d)
	RT	10 kN	3	3	331 h (ca. 14 d)
	RT	15 kN	0	3	672 h (ca. 28 d)

#### 4 Vorspannkraftverluste

Plattenwerkstoff	$T$	$F_M$	$n_{T,CFK}$	$n_S$	$t$
	50 °C	10 kN	0	5	721 h (ca. 30 d)
	70 °C	5 kN	0	2	509 h (ca. 21 d)
	70 °C	10 kN	0	7	2309 h (ca. 96 d)
	70 °C	15 kN	0	2	509 h (ca. 21 d)
	zyklisch*	10 kN	0	2	340 h (ca. 14 d)
CF-EP-QI-4.0	RT	10 kN	0	2	1345 h (ca. 56 d)
	70 °C	10 kN	0	2	1345 h (ca. 56 d)
CF-EP-BA-4.0	RT	10 kN	0	3	1345 h (ca. 56 d)
	70 °C	10 kN	0	3	1345 h (ca. 56 d)
CF-EP-UD-4.0	RT	10 kN	0	3	1345 h (ca. 56 d)
	70 °C	10 kN	0	3	1345 h (ca. 56 d)
CF-PA6-3.0	RT	5 kN	0	2	222 h (ca. 9 d)
	RT	10 kN	0	4	544 h (ca. 23 d)
	RT	15 kN	0	1	222 h (ca. 9 d)
	70 °C	5 kN	0	2	544 h (ca. 23 d)
	70 °C	10 kN	0	3	544 h (ca. 23 d)
	70 °C	15 kN	0	2	544 h (ca. 23 d)
Stahl	RT	10 kN	0	2	672 h (ca. 28 d)

#### 4.1.1 Versuchsaufbau, -durchführung und -auswertung

Im Folgenden wird auf den Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung der Vorspannkraftmessungen sowie auf die Auswertung der Messdaten eingegangen.

##### Versuchsaufbau

Für die Messung der Vorspannkraft werden zwei Messaufnehmer basierend auf Dehnungsmessstreifen (DMS)-Technologie eingesetzt. Der Großteil der Versuche wird mit eigens instrumentierten Messschrauben und dem in Abbildung 4.1 dargestellten Aufbau 1 durchgeführt. Dabei wird die Schraubenlängsdehnung mit einem Spezial-DMS (Typ BTM-1C von Tokyo Sokki Kenkyujo), welcher in eine kleine, konzentrisch zur Schraubenlängsachse ausgerichtete Bohrung ( $d_h = 1,6$  mm) eingeklebt ist, gemessen. Versuchsbegleitend wird zur Verifikation der Ergebnisse ein kommerzieller, DMS-basierter Kraftmessring (KMR 40 kN von Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM)) mit zwei Lastverteilscheiben eingesetzt (Aufbau 2 in Abbildung 4.1). Um den Abstand zwischen der (CFK-)Platte und dem Kopf der Schaftschraube einzustellen, werden Scheiben aus Stahl mit einer Höhe von 8 mm verwendet ( $d_1 = 8,5$  mm,  $d_2 = 16$  mm). Die geschliffenen Auflageflächen der Scheiben tragen zur Reduktion des Setzkraftverlustes bei. Der Bohrungsdurchmesser in den Platten beträgt 8,5 mm.

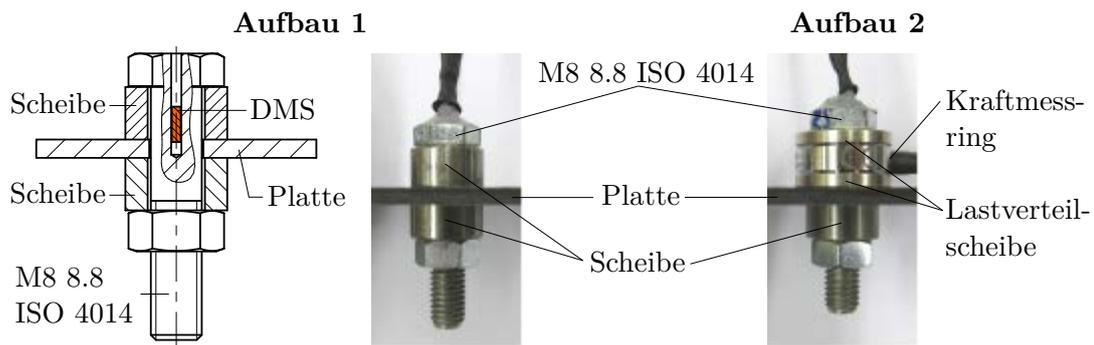


Abbildung 4.1: Messung der Vorspannkraft mit einer DMS-Schraube (Aufbau 1) und einem Kraftmessring (Aufbau 2)

Der Vorteil der DMS-Schrauben gegenüber dem Kraftmessring ist die geringe Beeinflussung der Vorspannkraftmessung durch den Messaufnehmer selbst. Während der Kraftmessring die Klemmlänge der Schraubenverbindung, die Nachgiebigkeit der Schraube  $\delta_S$  und der verspannten Teile  $\delta_P$  sowie die Anzahl der inneren Trennfugen erhöht, wird bei der Verwendung der DMS-Schrauben nur die Nachgiebigkeit  $\delta_S$  der Schraube durch die eingebrachte Bohrung um 2,4% erhöht.

Zur Ermittlung der Vorspannkraft aus der Schraubenlängsdehnung werden die DMS-Schrauben mit einer Zugprüfmaschine auf eine Nennkraft von 20 kN kalibriert (s. Anhang A). Aufgrund der Messungen bei erhöhter Temperatur von bis zu 70 °C wird eine Kompensation temperaturbedingter Messfehler der als Viertelbrücke verschalteten DMS-Schrauben vorgenommen. Dazu wird die Dehnung der DMS-Schrauben im mechanisch unbelasteten Zustand in Abhängigkeit der Temperatur gemessen. Diese (scheinbaren) Dehnungen werden vom späteren Messsignal der jeweiligen DMS-Schraube subtrahiert.

### Versuchsdurchführung

In Abbildung 4.2 ist der prinzipielle Prüfaufbau einer Vorspannkraftmessung dargestellt. Es werden mehrere Schraubenverbindungen an einer (CFK-)Platte angebracht. Die Abstände der Bohrungen untereinander und zum Probenrand liegen zwischen 20 mm und 40 mm. Die Maße der Platten und die Anzahl der Bohrungen sind je nach Verfügbarkeit unterschiedlich. Die Temperaturmessung erfolgt mit Thermoelementen vom Typ K. Die Temperatur der Schraubenverbindungen wird repräsentativ an einer der Stahl-Scheiben gemessen.



Abbildung 4.2: Prinzipieller Prüfaufbau zur Messung des Vorspannkraftverlustes

Der Versuchsaufbau mit Instrumentierung ist Abbildung 4.3 zu entnehmen. Die Messdatenerfassung erfolgt mit einem Vielstellenmessgerät vom Typ „UPM100“ von HBM. Über ein Verteilerboard werden die DMS-Schrauben und der Kraftmessring mit einer Vier- bzw. Sechsheiterschaltung mit dem Messverstärker verbunden. Zum Aufbringen der konstanten Temperaturlasten wird ein programmierbarer Ofen verwendet. Da dieser Ofen keine Kühlfunktion besitzt, werden die Vorspannkraftmessungen unter wechselnder Prüftemperatur in einer Klimakammer durchgeführt.

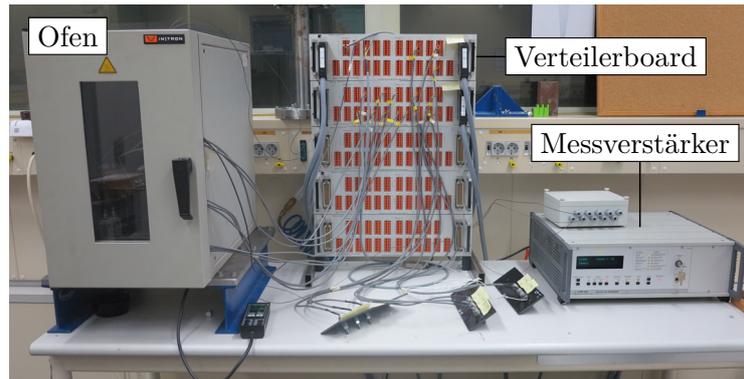


Abbildung 4.3: Versuchsaufbau mit Instrumentierung zur Messung von Vorspannkraften

Aufgrund der begrenzten Anzahl an DMS-Schrauben und Kraftmessringen werden die Vorspannkraftmessungen in mehrere Versuchsreihen aufgeteilt. Alle Schraubenverbindungen einer Versuchsreihe werden nacheinander bei Raumtemperatur montiert. Das Anziehen der Schrauben auf die Montagevorspannkraft erfolgt vorspannkraftgesteuert, indem der momentane Messwert während des Anziehens beobachtet wird. Dabei wird auf ein gleichmäßiges und zügiges Anziehen ohne Unterbrechungen geachtet. Zum Aufbringen der Temperaturlasten werden die Schraubenverbindung nach der Montage in den Ofen (bzw. die Klimakammer) gelegt. Die Aufheizrate beträgt  $50\text{ °C/h}$ . Bei den Vorspannkraftmessungen unter konstanter Temperatur erfolgt das Abkühlen unregelmäßig durch Ausschalten der Heizfunktion des Ofens. Bei den Versuchen unter wechselnder Temperaturlast wird mit  $50\text{ °C/h}$  abgekühlt.

### Versuchsauswertung

Da nach dem Lösen der DMS-Schrauben bei Raumtemperatur im unbelasteten Zustand zum Teil nicht vernachlässigbare scheinbare Dehnungen gemessen wurden, werden diese in der Versuchsauswertung durch eine Korrekturfunktion nachträglich von der gemessenen Schraubendehnung subtrahiert (s. Anhang A). Die Ursache für dieses Verhalten konnte nicht eindeutig geklärt werden. Die Vermutung liegt nahe, dass unter der Belastung Kriecheffekte im verwendeten Klebstoff oder im Spezial-DMS der Messschrauben aufgetreten sind.

Der Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{VM,rel}(t)$  wird aus der (Rest-)Vorspannkraft  $F_V(t)$  der Schraubenverbindung zum Zeitpunkt  $t$  nach der Montage und der Montagevorspannkraft  $F_M$  berechnet:

$$\Delta F_{VM,rel}(t) = 1 - \frac{F_V(t)}{F_M}. \quad (4.1)$$

Zum grafischen Vergleich der Vorspannkraften nach der Montage werden die Montagezeitpunkte  $t_M$  ( $F_M = F_V(t_M)$ ) der Einzelmessungen in einen gemeinsamen fiktiven Montagezeitpunkt verschoben. Um den Montagevorgang bei einer logarithmischen Skalierung der Zeitachse  $t$  darstellen zu können, wird ein fiktiver Montagezeitpunkt von 54 s gewählt.

### 4.1.2 Probekörper

Für die Untersuchung des Vorspannkraftverlustes in CFK-Schraubenverbindungen wurden dem Institut für Leichtbau im Rahmen des eingangs erwähnten MAI Last Projektes von der AUDI AG duroplastische CF-EP-Platten und eine thermoplastische CF-PA6-Platte bereitgestellt. Dabei handelt es sich um ein quasi-isotropes CF-EP-Laminat mit einer Dicke von 2,9 mm, drei CF-EP-Lamine mit unidirektionalen, biaxialen und quasi-isotropen Lagenaufbau und einer Dicke von 4 mm und um ein biaxiales CF-PA6-Laminat mit einer Dicke von 3,0 mm, Tabelle 4.2. Die Herstellung erfolgte mit einem Resin Transfer Molding (RTM) Verfahren der Automobilindustrie. Die Probekörper für die Vorspannkraftmessungen wurden mit einer Trennmaschine aus den CFK-Platten herausgesägt.

Tabelle 4.2: Probekörper für Vorspannkraftmessungen (\*zusätzliches Glasgewebe in den Außenlagen mit jeweils 0,1 mm Dicke)

Werkstoff	Faser	Matrix	Lagenaufbau	$\varphi_F$ %	$h_P$ mm	$T_g$ °C
CF-EP-2.9	T700	EP	[0/90/+45/-45] <sub>s</sub> *	48	2,9	126
CF-EP-QI-4.0	T700	EP	[0/90/+45/-45] <sub>s</sub>	55	4,0	120
CF-EP-BA-4.0	T700	EP	[0/90] <sub>2s</sub>	55	4,0	120
CF-EP-UD-4.0	T700	EP	[0] <sub>4s</sub>	55	4,0	120
CF-PA6-3.0	T700	PA6	[0/90] <sub>2s</sub>	44	3,0	29
Stahl (S235JR)	-	-	-	-	3,0	-

Die in Tabelle 4.2 angegebenen Faservolumenanteile  $\varphi_F$  entsprechen den Angaben der AUDI AG. Die aufgeführten Glasübergangstemperaturen  $T_g$  wurden mit einer dynamischen Differenzkalorimetrie (DSC)-Prüfung an der Universität der Bundeswehr München mit Unterstützung des Instituts für Werkstoffkunde und des Instituts für Mechanik für den Wendepunkt des Glasübergangs bestimmt. Dabei ergibt sich für das CF-PA6-Laminat mit  $T_g = 29$  °C eine deutlich geringere Glasübergangstemperatur als für die CF-EP-Lamine (120 °C bzw. 126 °C). Es ist zu beachten, dass PA6-Werkstoffe im Allgemeinen eine hohe Abhängigkeit der Glasübergangstemperatur vom Feuchtegehalt aufweisen [76, 77].

### 4.1.3 Einfluss des Platten- bzw. Matrixwerkstoffes bei Raumtemperatur

In Abbildung 4.4 sind die Vorspannkraftmessungen der Schraubenverbindungen mit dem duroplastischen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9), thermoplastischen CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0) und Stahl bei Raumtemperatur mit einer Montagevorspannkraft  $F_M$  von 10 kN dargestellt. Die mittlere Temperatur  $T_m$  beträgt  $20,5^\circ\text{C}$ . Für diese Messungen sind in Tabelle 4.3 die Mittelwerte des Vorspannkraftverlustes  $\Delta F_{VM,rel}(t)$  nach Gleichung (4.1) zu ausgewählten Zeitpunkten  $t$  angegeben.

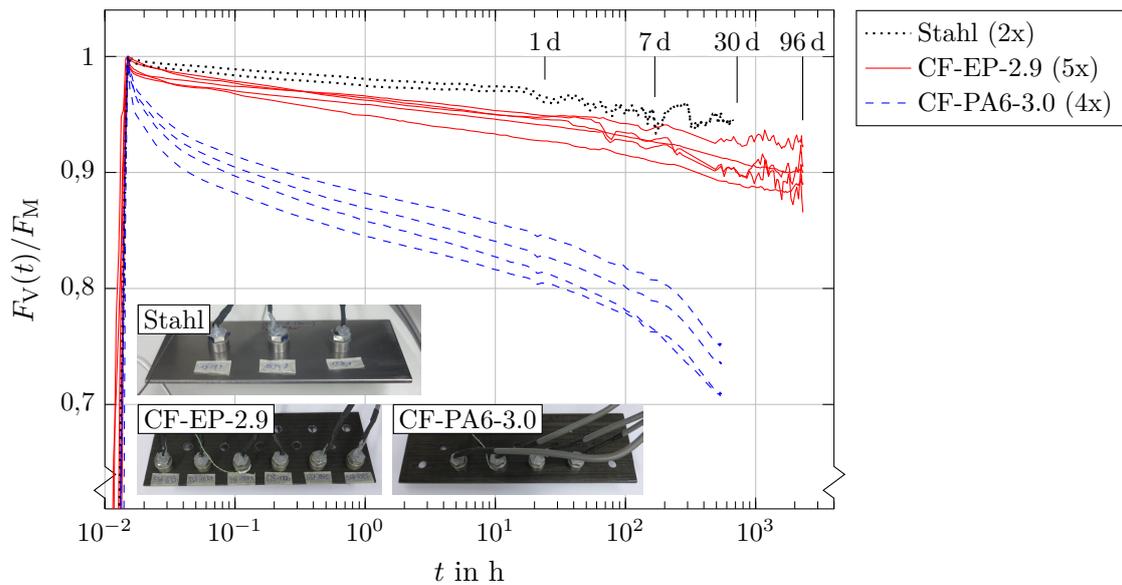


Abbildung 4.4: Einfluss des Platten- bzw. Matrixwerkstoffes auf die Vorspannkraft  $F_V$  der M8 Schraubenverbindungen bei RT ( $T_m = 20,8^\circ\text{C}$ ,  $F_M = 10\text{ kN}$ ,  $n_{T,CFK} = 0$ )

Tabelle 4.3: Einfluss des Platten- bzw. Matrixwerkstoffes auf den Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{VM,rel}(t)$  der M8 Schraubenverbindungen bei RT ( $T_m = 20,8^\circ\text{C}$ ,  $F_M = 10\text{ kN}$ ,  $n_{T,CFK} = 0$ , Mittelwerte aus  $n_S$ -Messungen)

$t$	Stahl ( $n_S = 2$ )	CF-EP-2.9 ( $n_S = 5$ )	CF-PA6-3.0 ( $n_S = 4$ )
1 h	2,2 %	4,0 %	13,6 %
24 h	3,7 %	5,7 %	17,7 %
168 h	5,9 %	7,5 %	21,9 %
527 h	5,5 %	9,0 %	27,4 %
2300 h	—	10,2 %	—

Wie zu erkennen ist, entsteht bei Stahl der geringste Vorspannkraftverlust, bei dem duroplastischen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) ein etwas höherer und bei dem thermoplastischen CF-PA6-3.0 ein deutlich höherer Vorspannkraftverlust. Bei allen drei Werkstoffen ist zu Beginn der Messung eine starke Abnahme der Vorspannkraft, die insbesondere durch Setzvorgänge geprägt ist, zu verzeichnen. Dabei ist der Vorspannkraftverlust nach  $t = 1$  h bei dem CF-PA6-Laminat mit 13,6 % im Vergleich zu Stahl (2,2 %) und CF-EP-2.9 (4,0 %) als vergleichsweise hoch anzusehen. Überraschenderweise nimmt die Vorspannkraft der Stahl-Schraubenverbindungen auch nach mehreren Tagen bzw. Wochen keinen konstanten Wert an, wie dies aus den Kriecheigenschaften von Stahl bei Raumtemperatur [19] zu erwarten gewesen wäre, sondern zeigt im Mittel eine geringfügige Abnahme. Die geringen kurzzeitigen Änderungen der Vorspannkraft der CF-EP- und Stahl-Verbindungen sind auf Schwankungen der Raumtemperatur im Prüflabor zurückzuführen.

Bei dem CF-EP-Laminat zeigt sich im Mittel eine kontinuierlich abnehmende Verlustrate der Vorspannkraft. Am Ende der Messung der CF-EP-Schraubenverbindungen nach 2300 h (ca. 96 d) beträgt der Vorspannkraftverlust ca. 10 %. Im Gegensatz dazu zeigt sich bei dem CF-PA6-Laminat eine höhere Verlustrate, welche auf die Kriecheigenschaften der thermoplastischen PA6-Matrix zurückzuführen ist. Wie in Abbildung 4.4 zu erkennen ist, nimmt die Verlustrate der Vorspannkraft bei dem CF-PA6-Laminat nach ca. 250 h zu. Es wird vermutet, dass eine Änderung des Kriechmechanismus in der PA6-Matrix, die höhere Kriechraten begünstigt, stattfindet. Eine weitere Ursache könnte das Auftreten von Mikrorissen im CF-PA6-Laminat sein.

### 4.1.4 Einfluss der Temperatur

Der Einfluss der Temperatur auf den Vorspannkraftverlust wird bei konstanter Prüftemperatur (RT, 50 °C und 70 °C) und einer wechselnden Prüftemperatur zwischen  $-10$  °C und 70 °C untersucht.

#### Konstante Prüftemperatur

Die konstante Prüftemperatur von 50 °C und 70 °C wird ca. 24 h nach der Montage der Schraubenverbindungen bei Raumtemperatur aufgebracht. Dadurch soll sichergestellt werden, dass der Großteil des Setzkraftverlustes vor dem Aufbringen der Temperaturlast abgeklungen ist und der Vorspannkraftverlust durch Kriechen möglichst wenig durch das Setzen beeinflusst wird.

In Abbildung 4.5 sind die Vorspannkraftmessungen bei erhöhter Prüftemperatur von 50 °C und 70 °C und einer Montagevorspannkraft von 10 kN für das duroplastische CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) und das thermoplastische CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0) zusammengefasst. Zum Vergleich mit den Messungen bei Raumtemperatur ist jeweils eine Messung aus Abbildung 4.4 angegeben. In Tabelle 4.4 sind die zugehörigen Mittelwerte des Vorspannkraftverlustes  $\Delta F_{VM,rel}(t)$  nach Gleichung (4.1) in Abhängigkeit des CFK-Laminates und der Temperatur zu ausgewählten Zeitpunkten  $t$  angegeben.

## 4 Vorspannkraftverluste

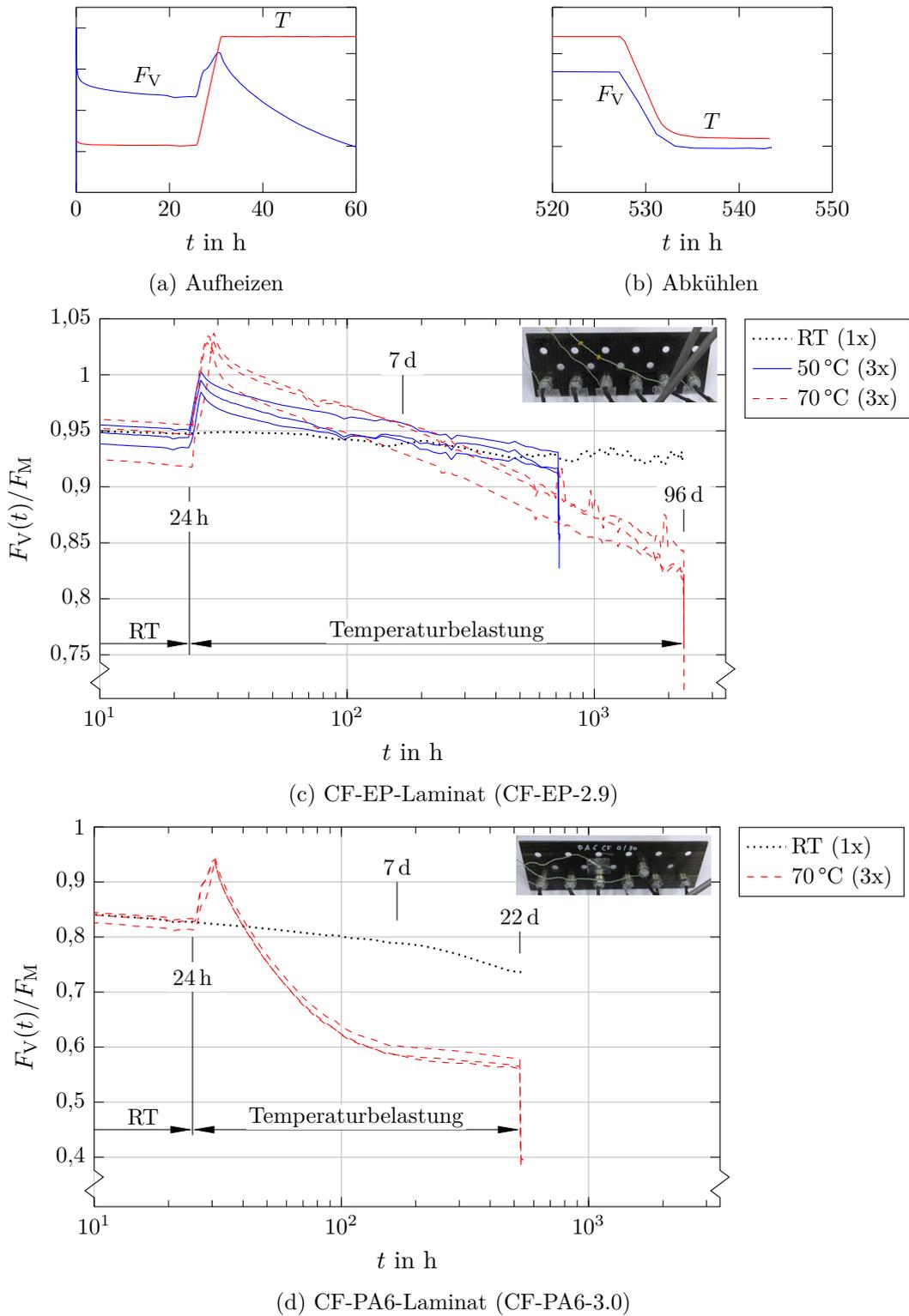


Abbildung 4.5: Einfluss der erhöhten Prüftemperatur auf die Vorspannkraft  $F_V$  der bei RT montierten M8 Schraubenverbindungen ( $F_M = 10 \text{ kN}$ ,  $n_{T,CFK} = 0$ )

Tabelle 4.4: Einfluss der erhöhten Prüftemperatur auf den Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{VM,rel}(t)$  der bei RT montierten M8 Schraubenverbindungen ( $F_M = 10 \text{ kN}$ ,  $n_{T,CFK} = 0$ ), Mittelwerte aus  $n_S$ -Messungen

$t$	CF-EP-2.9			CF-PA6-3.0	
	RT ( $n_S = 5$ )	Test bei 50 °C ( $n_S = 5$ )	Test bei 70 °C ( $n_S = 7$ )	RT ( $n_S = 4$ )	Test bei 70 °C ( $n_S = 3$ )
0	0	0 (22,3 °C)	0 (21,4 °C)	0	0 (22,3 °C)
1 h	4,0 %	4,3 % (20,5 °C)	4,4 % (20,7 °C)	13,6 %	13,6 % (21,0 °C)
24 h	5,7 %	5,7 % (21,3 °C)	4,8 % (20,5 °C)	17,7 %	17,4 % (20,2 °C)
168 h	7,5 %	5,1 % (47,8 °C)	6,9 % (67,5 °C)	21,9 %	40,9 % (67,4 °C)
527 h	9,0 %	6,6 % (47,9 °C)	11,8 % (67,6 °C)	27,4 %	43,1 % (67,3 °C)
714 h	9,4 %	7,3 % (48,0 °C)	12,7 % (67,5 °C)	–	–
2300 h	10,2 %	–	18,3 % (67,0 °C)	–	–

Um den Zusammenhang zwischen Temperaturänderung und Vorspannkraft aufzuzeigen, ist in den Abbildungen 4.5a und 4.5b der Aufheiz- und Abkühlvorgang einer Schraubenverbindung dargestellt. Wie zu erkennen ist, nimmt die Vorspannkraft während des Erwärmens zu und während des Abkühlens ab. Dies ist auf den größeren Wärmeausdehnungskoeffizienten der CFK-Lamine in Dickenrichtung gegenüber dem der Stahl-Schraube zurückzuführen. Neben den Wärmeausdehnungen werden durch die Temperaturänderung die Kriechvorgänge in der Kunststoffmatrix beeinflusst. Daher zeigt sich nach der Temperaturerhöhung eine höhere Verlustrate der Vorspannkraft als vor der Erwärmung. Beim Abkühlen kehren sich die Effekte um und die Kriechvorgänge werden verlangsamt.

Wie aus Abbildung 4.5c hervorgeht, tritt in den Vorspannkraftmessungen mit dem duroplastischen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) bei 70 °C gegenüber denen bei 50 °C ein erwartungsgemäß größerer Anstieg der Vorspannkraft auf. Nach der Erwärmungsphase stellen sich in den 70 °C-Messungen größere Verlustraten der Vorspannkraft ein als in den 50 °C- und RT-Messungen. Dadurch sinken die Vorspannkraften in den 70 °C-Messungen unter die Vorspannkraften in den 50 °C- und RT-Messungen. Die Vorspannkraften der 50 °C-Messungen sinken ebenfalls unter die bei Raumtemperatur, jedoch tritt dies zu einem späteren Zeitpunkt als bei den 70 °C-Messungen ein. Infolge der Temperaturerhöhung von Raumtemperatur auf 70 °C nimmt der mittlere Vorspannkraftverlust nach 2300 h von 10,2 % auf 18,2 % zu.

Ähnlich wie bei den CF-EP-Schraubenverbindungen, führt der Temperaturanstieg von Raumtemperatur auf 70 °C bei den CF-PA6-Schraubenverbindungen zunächst zu einer Zunahme und mit dem Erreichen der Prüftemperatur zu einer Abnahme der Vorspannkraft (vgl. Abbildung 4.5d). Diese Abnahme fällt bei den CF-PA6-Laminaten im Vergleich zu den CF-EP-Laminaten signifikant höher aus. Jedoch nimmt die Verlustrate der Vorspannkraft mit zunehmender Zeit deutlich ab und erreicht sogar einen geringeren Wert als bei den CF-EP-Laminaten. Infolge der Temperaturerhöhung nimmt der mittlere Vorspannkraftverlust nach 527 h von 27,4 % auf 43,1 % zu.

### Wechselnde Prüftemperatur

Das Temperaturprofil besteht aus insgesamt 84 Zyklen zwischen  $-10\text{ °C}$  und  $70\text{ °C}$  mit einer Aufheiz- und Abkühlrate von  $50\text{ °C/h}$  und einer Haltezeit von 24 min an den Extrempunkten. Daraus ergibt sich eine Zykluszeit von 4 h und eine Versuchszeit von 336 h (= 14 d). In Abbildung 4.6 ist die gemessene Temperatur dargestellt.

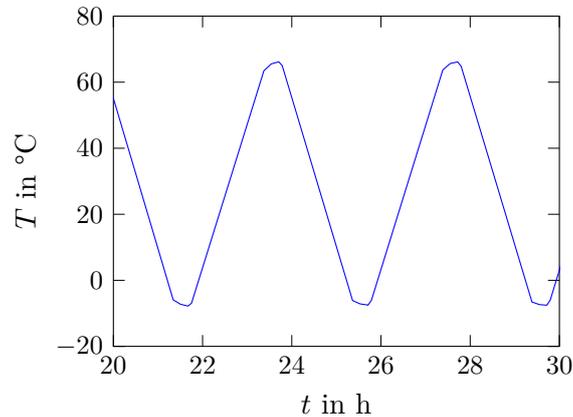


Abbildung 4.6: Wechselnde Prüftemperatur zur Untersuchung des Einflusses auf den Vorspannkraftverlust einer CFK-Schraubenverbindung (Messwerte)

In Abbildung 4.7 sind die Vorspannkraftmessungen mit der DMS-Schraube (Aufbau 1 in Abbildung 4.1) und dem Kraftmessring (Aufbau 2 in Abbildung 4.1) bei der wechselnden Prüftemperatur dargestellt (CF-EP-2.9,  $F_M = 10\text{ kN}$ ). Außerdem ist in dieser Abbildung eine Vorspannkraftmessung bei konstanter Prüftemperatur von  $70\text{ °C}$  aus Abbildung 4.5 dargestellt.

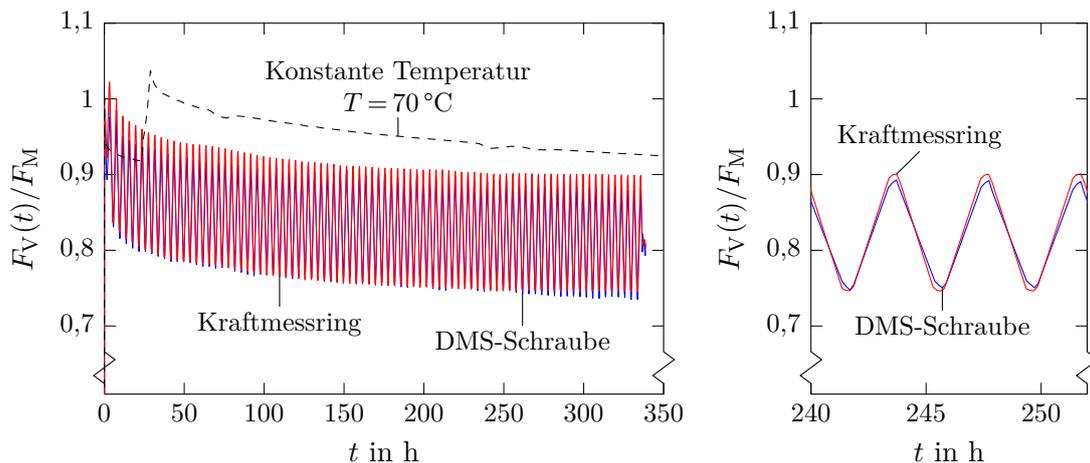


Abbildung 4.7: Einfluss einer wechselnden Prüftemperatur zwischen  $-10\text{ °C}$  und  $70\text{ °C}$  auf die Vorspannkraft  $F_V$  der M8 Schraubenverbindungen mit einem quasi-isotropen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9,  $F_M = 10\text{ kN}$ ,  $n_{T,CFK} = 0$ )

Es zeigt sich eine hohe Übereinstimmung zwischen der Messung mit der DMS-Schraube und dem Kraftmessring. Die Vorspannkraft unterliegt aufgrund der wechselnden Prüftemperatur und den daraus resultierenden unterschiedlichen Wärmedehnungen der Schraube und der verspannten Teile ebenfalls einem wechselnden Verlauf. Dabei werden die Extremwerte der Vorspannkraft zu denselben Zeitpunkten wie die Extremwerte der Temperatur erreicht; Vorspannkraft und Temperatur verlaufen somit in Phase.

Wie Abbildung 4.7 zu entnehmen ist, unterliegen die Extremwerte der Vorspannkraft einem zusätzlichen abklingenden Verlauf, der sich zum Versuchsende einem nahezu konstanten Wert annähert. Der Vergleich mit analytischen Berechnungen zeigt, dass der vergleichsweise hohe Vorspannkraftverlust zu Beginn der Messung im Wesentlichen auf Setzvorgänge zurückzuführen ist. Nach dem Ende des Temperaturprogramms mit 84 Zyklen beträgt der Vorspannkraftverlust 20,9 % (bei RT). Der Vergleich der einhüllenden Funktion der Maxima und Minima mit dem Vorspannkraftverlauf nach dem Erwärmen auf eine konstante Temperatur von 70 °C zeigt, dass bei wechselnder Temperatur effektiv eine geringere Verlustrate als bei einer konstanten Temperatur von 70 °C vorliegt. Dies erscheint unter dem Gesichtspunkt, dass das Matrixkriechen bei jedem Abkühlvorgang der wechselnden Prüftemperatur verlangsamt und damit die Verlustrate reduziert wird, plausibel und steht damit im Einklang zu der Arbeit von Hubbertz und Friedrich [16].

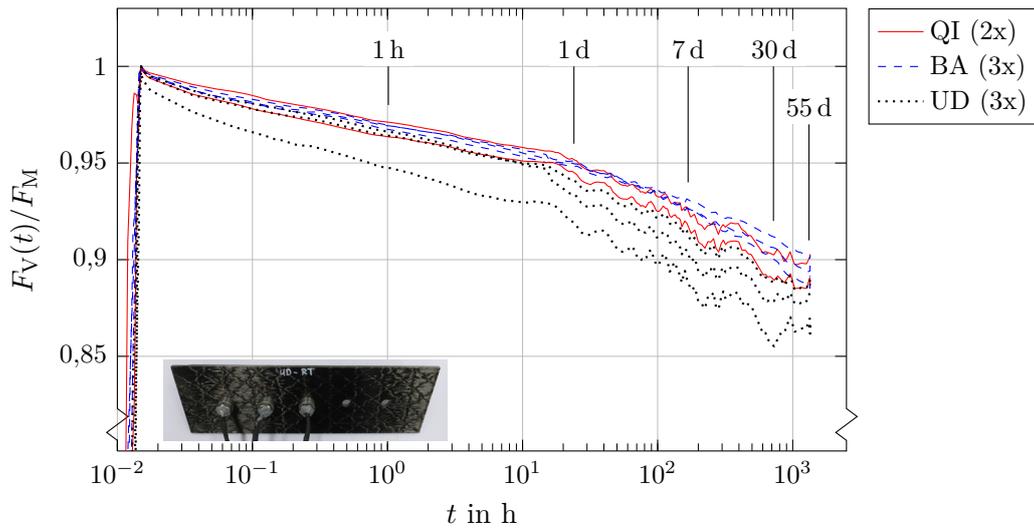
### 4.1.5 Einfluss des Lagenaufbaus

In Abbildung 4.8 sind die Vorspannkraftmessungen mit den quasi-isotropen, biaxialen und unidirektionalen CF-EP-Laminaten (CF-EP-QI-4.0, CF-EP-BA-4.0 und CF-EP-UD-4.0) bei Raumtemperatur und der erhöhten Prüftemperatur von 70 °C mit der Montagevorspannkraft von 10 kN dargestellt. In Tabelle 4.5 sind die zugehörigen Mittelwerte des Vorspannkraftverlustes  $\Delta F_{VM,rel}(t)$  nach Gleichung (4.1) zu ausgewählten Zeitpunkten  $t$  angegeben.

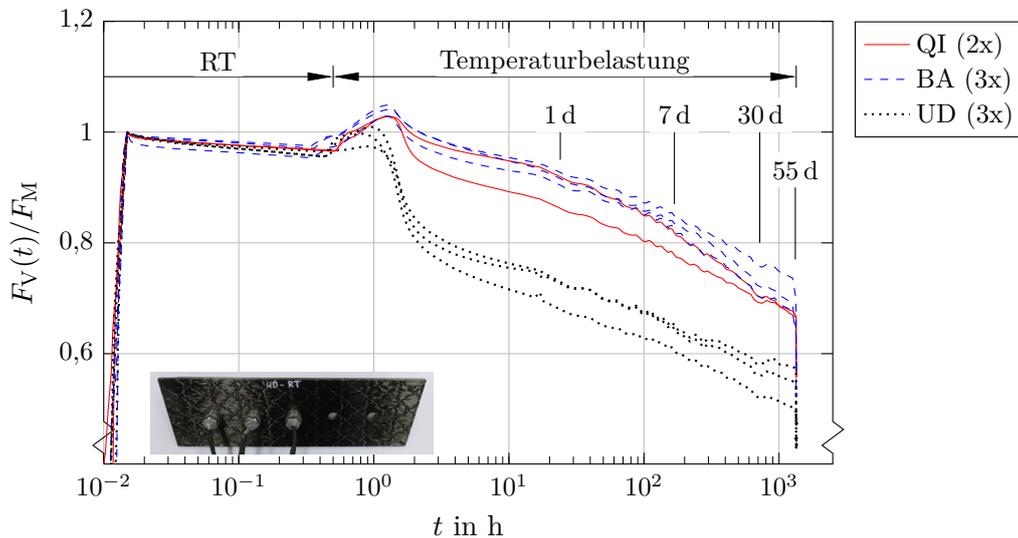
Die Messungen zeigen, dass bei dem quasi-isotropen und biaxialen CF-EP-Laminat sowohl bei Raumtemperatur als auch bei 70 °C ein ähnlicher Vorspannkraftverlust auftritt: jeweils 10,5 % bei Raumtemperatur und 33,7 % bzw. 38,0 % bei 70 °C (nach 1340 h). Im Gegensatz dazu entsteht bei dem unidirektionalen CF-EP-Laminat bei Raumtemperatur mit 12,0 % ein geringfügig höherer Vorspannkraftverlust und bei 70 °C mit 46,6 % ein deutlich höherer Vorspannkraftverlust.

Wie aus Abbildung 4.8b hervorgeht, ist die Zunahme der Vorspannkraft infolge der Erwärmung von Raumtemperatur auf 70 °C für das quasi-isotrope und biaxiale CF-EP-Laminat größer als für das unidirektionale CF-EP-Laminat. Dies ist im Wesentlichen auf die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten in Dickenrichtung der CF-EP-Lamine zurückzuführen. So weist das unidirektionale CF-EP-Laminat aufgrund der fehlenden Querkontraktionsbehinderung in senkrechter Faserrichtung einen geringeren Wert auf als das quasi-isotrope bzw. das biaxiale CF-EP-Laminat.

Ein weiterer Unterschied zwischen den multiaxialen und dem unidirektionalen CF-EP-Laminat ist in den Vorspannkraftverläufen nach Beendigung des Aufheizvorganges festzustellen (vgl. Abbildung 4.8b). Bei dem unidirektionalen CF-EP-Laminat nimmt die



(a) Raumtemperatur ( $T_m = 21,3^\circ\text{C}$ )



(b) Konstante Prüftemperatur von  $70^\circ\text{C}$  nach der Montage bei Raumtemperatur

Abbildung 4.8: Einfluss des Lagenaufbaus (QI:  $[0/90/+45/-45]_s$ , BA:  $[0/90]_{2s}$ , UD:  $[0]_{4s}$ ) auf die Vorspannkraft  $F_V$  der M8 Schraubenverbindungen (CF-EP-Laminat,  $F_M = 10\text{ kN}$ ,  $n_{T,\text{CFK}} = 0$ )

Vorspannkraft innerhalb von 10 h nach dem Erreichen des Maximums um ca. 20 % deutlich stärker ab als bei den multiaxialen CF-EP-Laminaten (ca. 4 %). Nach dieser Abnahme treten im weiteren Verlauf der Messungen bei dem unidirektionalen CF-EP-Laminat vergleichbare Verluste der Vorspannkraft wie bei den multiaxialen CF-EP-Laminaten auf. Als Ursache für den erhöhten Vorspannkraftverlust bei dem unidirektionalen CF-EP-Laminat ist die fehlende Kriechbehinderung quer zu den Fasern in der Laminatenebene durch zusätzliche  $90^\circ$ -Schichten anzuführen.

Tabelle 4.5: Einfluss des Lagenaufbaus (QI: [0/90/+45/-45]<sub>s</sub>, BA: [0/90]<sub>2s</sub>, UD: [0]<sub>4s</sub>) auf den Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{VM,rel}(t)$  in den M8 Schraubenverbindungen (CF-EP-Laminat,  $F_M = 10$  kN,  $n_{T,CFK} = 0$ ), Mittelwerte aus  $n_S$ -Messungen

$t$	Raumtemperatur				Prüf temperatur: 70 °C			
	$T$ °C	QI ( $n_S = 2$ )	BA ( $n_S = 3$ )	UD ( $n_S = 3$ )	$T$ °C	QI ( $n_S = 2$ )	BA ( $n_S = 3$ )	UD ( $n_S = 3$ )
0	22,6	0	0	0	22,8	0	0	0
1 h	22,6	3,3 %	3,1 %	4,1 %	44,1	-2,0 %	-3,1 %	1,1 %
24 h	22,6	5,2 %	5,0 %	6,9 %	68,8	10,9 %	8,4 %	28,8 %
168 h	23,0	7,8 %	7,1 %	9,9 %	68,7	20,3 %	16,6 %	36,9 %
720 h	24,3	10,4 %	9,4 %	12,5 %	68,7	30,4 %	27,4 %	44,7 %
1340 h	19,0	10,5 %	10,5 %	12,0 %	68,7	33,7 %	38,0 %	46,6 %

#### 4.1.6 Einfluss der Montagevorspannkraft

In Abbildung 4.9 sind die Vorspannkraftmessungen mit dem duroplastischen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) und dem thermoplastischen CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0) bei den Montagevorspannkraften  $F_M$ : 5 kN, 10 kN und 15 kN jeweils bei Raumtemperatur und erhöhter Prüf temperatur von 70 °C dargestellt. Zum Vergleich ist jeweils eine Messung mit  $F_M = 10$  kN aus den Abbildungen 4.4 und 4.5 angegeben. Die mittlere Flächenpressung zwischen dem CFK-Laminat und der Scheibe beträgt bei den genannten Montagevorspannkraften: 34,6 N/mm<sup>2</sup>, 69,3 N/mm<sup>2</sup> und 103,9 N/mm<sup>2</sup>. In den Tabellen 4.6 und 4.7 sind die zugehörigen Mittelwerte der Vorspannkraftverluste  $\Delta F_{VM,rel}(t)$  nach Gleichung (4.1) zu ausgewählten Zeitpunkten  $t$  angegeben. Um den Einfluss der Montagevorspannkraft auf den Vorspannkraftverlust durch Kriechen grafisch herauszustellen, ist jede Vorspannkraftmessung in Abbildung 4.9 um den Vorspannkraftverlust nach einer festgelegten Setzzeit  $t_Z$  vertikal verschoben, sodass  $F_V(t_Z)/F_M = 1$  gilt. Aufgrund des unterschiedlichen Setzverhaltens, wird bei dem CF-PA6-Laminat eine Setzzeit von 1 h und bei dem CF-EP-Laminat eine Setzzeit von 24 h gewählt.

Die Vorspannkraftmessungen mit dem CF-EP-Laminat und den unterschiedlichen Montagevorspannkraften zeigen, dass bei Raumtemperatur bezüglich der Montagevorspannkraft ähnliche Verlustraten der Vorspannkraft und Vorspannkraftverluste durch Kriechen entstehen (vgl. Abbildung 4.9a). Bei 70 °C ergibt sich ein differenzierteres Erscheinungsbild (vgl. Abbildung 4.9b). Mit den Montagevorspannkraften von 10 kN und 15 kN treten nach dem Aufheizvorgang von Raumtemperatur auf 70 °C ähnliche Verlustraten der Vorspannkraft auf. Im Gegensatz dazu stellt sich mit der Montagevorspannkraft von 5 kN eine höhere Verlustrate ein. Die unterschiedlichen Zunahmen der normierten Vorspannkraft  $F_V/F_M$  während der Erwärmung sind auf die Normierung mit der jeweiligen Montagevorspannkraft  $F_M$  zurückzuführen.

#### 4 Vorspannkraftverluste

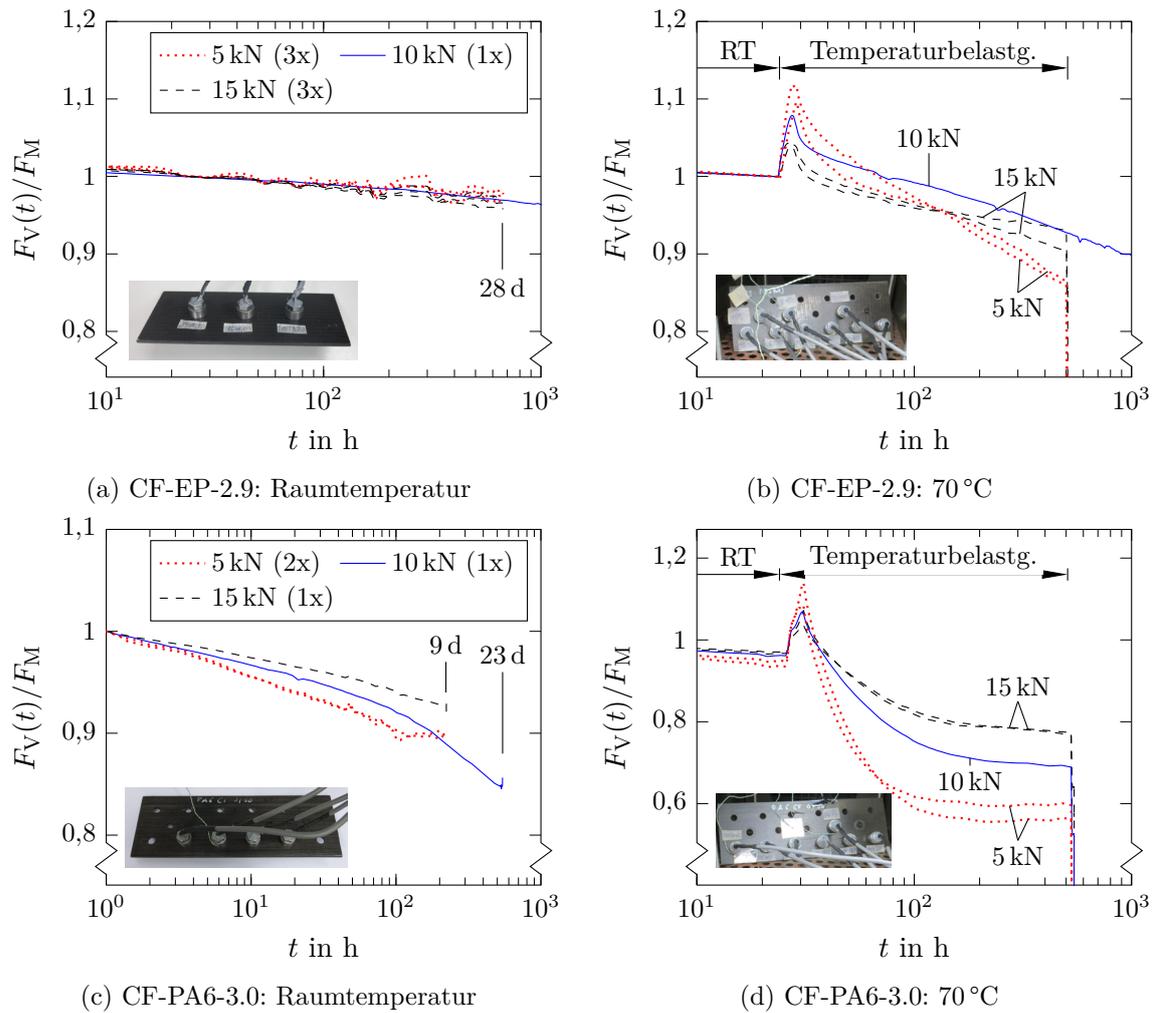


Abbildung 4.9: Einfluss der Montagevorspannkraft  $F_M$  auf den Vorspannkraftverlust durch Kriechen in den M8 Schraubenverbindungen mit einem CF-EP-Laminat oder einem CF-PA6-Laminat ( $n_{T,CFK} = 0$ )

Tabelle 4.6: Einfluss der Montagevorspannkraft auf den Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{V,M,rel}(t)$  in den M8 Schraubenverbindungen mit einem quasi-isotropen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9,  $n_{T,CFK} = 0$ ), Mittelwerte aus  $n_S$ -Messungen

$t$	Raumtemperatur			Temperaturbelastung: 70 °C				
	$T$ °C	5 kN ( $n_S = 3$ )	10 kN ( $n_S = 5$ )	15 kN ( $n_S = 3$ )	$T$ °C	5 kN ( $n_S = 2$ )	10 kN ( $n_S = 7$ )	15 kN ( $n = 2$ )
0	19,8	0	0	0	20,9	0	0	0
1 h	19,4	5,1 %	4,0 %	3,8 %	20,3	4,4 %	4,4 %	4,1 %
24 h	19,6	7,8 %	5,7 %	5,8 %	21,7	5,5 %	4,8 %	4,9 %
168 h	22,0	9,8 %	7,5 %	8,2 %	67,7	12,0 %	6,9 %	11,1 %
500 h	19,0	10,1 %	9,3 %	8,7 %	67,8	19,9 %	11,9 %	14,2 %

#### 4 Vorspannkraftverluste

Tabelle 4.7: Einfluss der Montagevorspannkraft auf den Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{VM,rel}(t)$  in den M8 Schraubenverbindungen mit einem CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0,  $n_{T,CFK} = 0$ ), Mittelwerte aus  $n_S$ -Messungen

$t$	Raumtemperatur			Temperaturbelastung: 70 °C				
	$T$ °C	5 kN ( $n_S = 2$ )	10 kN ( $n_S = 4$ )	15 kN ( $n_S = 1$ )	$T$ °C	5 kN ( $n_S = 2$ )	10 kN ( $n_S = 3$ )	15 kN ( $n_S = 2$ )
0	22,2	0	0	0	22,2	0	0	0
1 h	20,9	17,4 %	13,6 %	9,7 %	21,0	17,5 %	13,6 %	8,8 %
24 h	20,3	23,2 %	17,7 %	13,1 %	20,2	23,0 %	17,4 %	11,8 %
168 h	20,6	27,2 %	21,9 %	16,4 %	67,4	58,9 %	40,9 %	29,4 %
527 h	21,0	–	27,4 %	–	67,3	59,2 %	43,1 %	31,6 %

Wie aus Abbildungen 4.9c und 4.9d hervorgeht, nehmen die Vorspannkraftverluste bezüglich der Montagevorspannkraft der CF-PA6-Schraubenverbindungen bei Raumtemperatur und 70 °C mit steigender Montagevorspannkraft ab. Bei Raumtemperatur nimmt die Verlustrate im Gegensatz zum CF-EP-Laminat mit zunehmender Montagevorspannkraft  $F_M$  ab. Bei 70 °C zeigt sich nach der Erwärmung eine Zunahme der Verlustrate mit abnehmender Montagevorspannkraft. Im weiteren Verlauf nimmt die Verlustrate bei den drei Montagevorspannkraften deutlich ab, sodass nach 200 h bei den Montagevorspannkraften von 10 kN und 15 kN eine ähnliche Verlustrate auftritt und bei der Montagevorspannkraft von 5 kN die Vorspannkraft einen annähernd konstanten Wert annimmt.

Nach dem Lösen der Schraubenverbindungen sind an den CF-PA6-Laminaten im Gegensatz zu den CF-EP-Laminaten plastische Deformationen in Dickenrichtung im druckbelasteten Bohrungsbereich erkennbar, Abbildung 4.10. An den Oberflächen aller CF-EP-Laminaten sind unabhängig von der Prüftemperatur und der Montagevorspannkraft lediglich die Abdrücke der angrenzenden Stahlscheibe sichtbar. Die für das CF-PA6-Laminat gemessene, gesamte plastische Dickenänderung  $f_{pl}$  ist in Abbildung 4.10 in Abhängigkeit der Prüftemperatur angegeben. Bei 70 °C ergibt sich mit einer Montagevorspannkraft von 5 kN und 10 kN eine nahezu identische plastische Verformung (54,5  $\mu\text{m}$  bzw. 53,0  $\mu\text{m}$ ) und mit



Abbildung 4.10: Bilder: Verformungen nach dem Lösen der Schraubenverbindung (Prüftemperatur: 70 °C,  $F_M = 15$  kN), Tabelle: plastische Verformung  $f_{pl}$  in Dickenrichtung des CF-PA6-Laminates

15 kN ein deutlich höherer Wert von  $71,2 \mu\text{m}$ . Es zeigt sich, dass infolge der Erhöhung der Prüftemperatur von Raumtemperatur auf  $70^\circ\text{C}$  die plastische Verformung von  $33,2 \mu\text{m}$  auf  $53,0 \mu\text{m}$  zunimmt. Es gilt zu beachten, dass die gemessenen plastischen Verformungen  $f_{\text{pl}}$  plastische Verformungen, die während des Anziehens entstanden sind, beinhalten können. Der Vergleich der Eindrücktiefen bei Raumtemperatur und  $70^\circ\text{C}$  zeigt jedoch, dass ein nicht zu vernachlässigender Teil nach der Montage entstanden ist.

Zur genaueren Analyse der Verformungen der CFK-Lamine im Bohrungsbereich werden Schliffbilder des CF-EP- und CF-PA6-Laminates nach den Vorspannkraftmessungen bei einer Prüftemperatur von  $70^\circ\text{C}$  und mit einer Montagevorspannkraft von 15 kN angefertigt, Abbildung 4.11. Dabei zeigen sich am duroplastischen CF-EP-Laminat keine plastischen Verformungen. Im Gegensatz dazu wird der Einspannbereich des thermoplastischen CF-PA6-Laminates durch das Fließen der Kunststoffmatrix plastisch verformt. Zu erkennen ist, dass die PA6-Matrix in den tangential zur Bohrung verlaufenden  $90^\circ$ -Lagen in die Bohrung hineingeflossen ist, da die Fasern in dieser Richtung das Fließen nicht behindern.

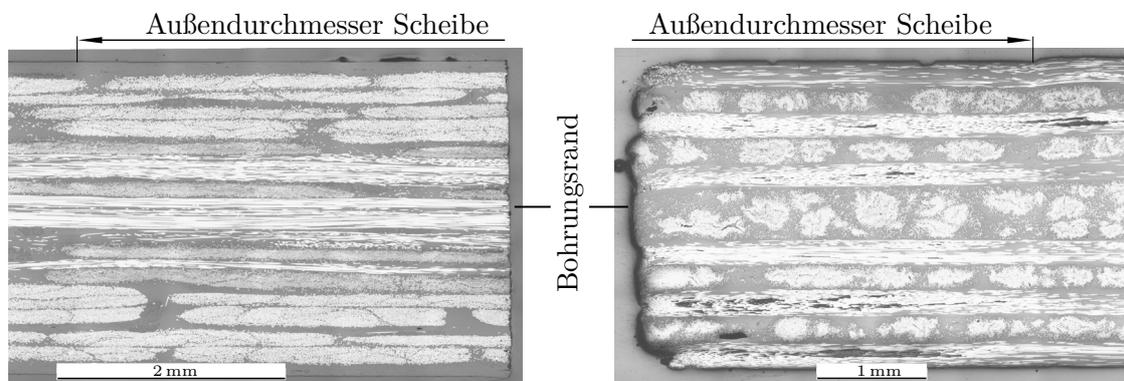


Abbildung 4.11: Schliffbildaufnahme des CF-EP- (links) und CF-PA6-Laminates (rechts) einer M8 Schraubenverbindung nach einer Langzeitbelastung bei  $70^\circ\text{C}$

#### 4.1.7 Einfluss innerer CFK/CFK-Trennfugen

Zur Untersuchung des Einflusses der Anzahl  $n_{\text{T,CFK}}$  der inneren CFK/CFK-Trennfugen auf den Vorspannkraftverlust werden zwei bis vier quadratische CF-EP-Lamine (CF-EP-2.9) mit einer Kantenlänge von 30 mm nach Aufbau 1 in Abbildung 4.1 miteinander verspannt ( $F_{\text{M}} = 10 \text{ kN}$ ). In Abbildung 4.12 sind die Vorspannkraftmessungen und die Prüfaufbauten dargestellt. Zum Vergleich ist in Abbildung 4.12 eine Vorspannkraftmessung mit einem CF-EP-Laminat ( $n_{\text{T,CFK}} = 0$ ) aus Abbildung 4.4 angegeben. In Tabelle 4.8 sind die zugehörigen Mittelwerte des Vorspannkraftverlustes  $\Delta F_{\text{VM,rel}}(t)$  nach Gleichung (4.1) angegeben.

Es zeigt sich, dass der Vorspannkraftverlust mit der Anzahl der inneren CFK/CFK-Trennfugen und der gleichzeitigen Erhöhung der Klemmlänge im Mittel zunimmt. Um den Einfluss der Anzahl  $n_{\text{T,CFK}}$  der inneren CFK/CFK-Trennfugen auf den Setzkraftverlust zu untersuchen, wird für jede Trennfugenanzahl  $n_{\text{T,CFK}}$  ein mittlerer Gesamtsetzbetrag  $\bar{f}_{\text{Z,ges}}$  nach Gleichung (2.4) aus dem gemessenen Vorspannkraftverlust nach 24 h ermittelt,

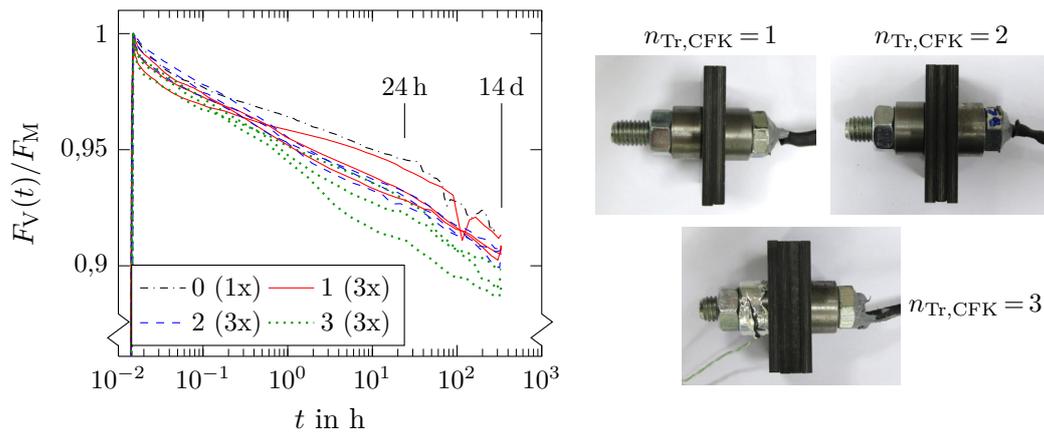


Abbildung 4.12: Einfluss der Anzahl  $n_{\text{Tr,CFK}}$  der inneren CFK/CFK-Trennfugen (0-3) auf die Vorspannkraft der M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP-Laminaten bei RT (CF-EP-2.9,  $T_m = 21\text{ °C}$ ,  $F_M = 10\text{ kN}$ )

Tabelle 4.8: Einfluss der Anzahl  $n_{\text{T,CFK}}$  der inneren CFK/CFK-Trennfugen auf den Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{\text{VM,rel}}(t)$  in den M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP-Laminaten bei RT (CF-EP-2.9,  $T_m = 21\text{ °C}$ ,  $F_M = 10\text{ kN}$ ), Mittelwerte aus  $n_S$ -Messungen

$t$	$n_{\text{T,CFK}} = 0$ ( $n_S = 5$ )	$n_{\text{T,CFK}} = 1$ ( $n_S = 3$ )	$n_{\text{T,CFK}} = 2$ ( $n_S = 4$ )	$n_{\text{T,CFK}} = 3$ ( $n_S = 3$ )
0	0	0	0	0
1 h	4,0 %	4,5 %	4,9 %	5,2 %
24 h	5,7 %	6,6 %	7,3 %	7,9 %
168 h	7,5 %	8,5 %	8,9 %	10,1 %
329 h	8,5 %	9,4 %	9,5 %	10,8 %

Tabelle 4.9. Dabei erfolgt die Berechnung der Nachgiebigkeit der Schraube  $\delta_S$  und der verspannten Teile  $\delta_P$  nach VDI 2230 [19] (vgl. Abschnitt 4.3.4) mit dem aus der 3D-Laminattheorie ermittelten theoretischen Elastizitätsmodul (8837 MPa) in Dickenrichtung des CF-EP-Laminates.

Der mittlere Gesamtsetzbetrag  $\bar{f}_{z,\text{ges}}$  in Tabelle 4.9 zeigt eine Zunahme mit der Trennfugenanzahl  $n_{\text{T,CFK}}$ . Die Differenz aufeinander folgender Gesamtsetzbeträge beträgt im Mittel  $1,7\text{ }\mu\text{m}$ . Dieser Wert entspricht dem durchschnittlichen Setzbetrag einer CF-EP/CF-EP-Trennfuge und liegt unterhalb der mit einem Rauigkeitsmessgerät (Mitutoyo Surf-test SV-600) ermittelten mittleren Rautiefe  $R_z$  von  $2,879\text{ }\mu\text{m}$ . Der ermittelte Setzbetrag der CF-EP/CF-EP-Trennfuge von  $1,7\text{ }\mu\text{m}$  liegt geringfügig über dem Setzbetrag einer Stahl/Stahl-Trennfuge ( $1,5\text{ }\mu\text{m}$ ) nach VDI 2230 (vgl. Tabelle 2.1). Somit zeigt sich, dass unter den geprüften Bedingungen ähnliche Setzkraftverluste wie in einer Stahl-Schraubenverbindung entstehen.

Tabelle 4.9: Einfluss der Anzahl  $n_{T,CFK}$  der inneren CFK/CFK-Trennfugen auf den mittleren Gesamtsetzbetrag  $\bar{f}_{Z,ges}$  der M8 Schraubenverbindungen

$n_{T,CFK}$	$\delta_S$ mm/N	$\delta_P$ mm/N	$\bar{f}_{Z,ges}$ $\mu\text{m}$
0	$3,276 \cdot 10^{-6}$	$2,801 \cdot 10^{-6}$	3,7
1	$3,696 \cdot 10^{-6}$	$4,430 \cdot 10^{-6}$	5,4
2	$4,116 \cdot 10^{-6}$	$5,768 \cdot 10^{-6}$	7,2
3	$4,536 \cdot 10^{-6}$	$6,885 \cdot 10^{-6}$	8,8

Wie aus Abbildung 4.12 hervorgeht, treten nach 24 h in allen Schraubenverbindungen im Mittel ähnliche Verlustraten der Vorspannkraft auf. Unter Berücksichtigung des Einflusses der Laminatdicke bzw. der Klemmlänge auf den Vorspannkraftverlust durch Kriechen (vgl. Abschnitt 4.3.5) kann abgeleitet werden, dass das Kriechverhalten in Dickenrichtung der CF-EP-Lamine unabhängig von deren Anzahl ist. Somit ist es möglich zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes durch Kriechen ein Paket identischer CF-EP-Lamine als ein einziges Laminat mit der Dicke des Paketes zu betrachten.

## 4.2 Zur Reduktion von Vorspannkraftverlusten: Warm-Montage

Ein vielversprechendes Verfahren zur Reduktion von Vorspannkraftverlusten durch Matrixkriechen in CFK-Schraubenverbindungen stellt die „Warm-Montage“ mit einem anschließenden Nachziehen dar. Die Grundidee ist durch eine erhöhte Fügeiteiltemperatur nach der Montage einen Zeitsprung im Kriechverhalten der CFK-Platte zu erzeugen, sodass nach der Abkühlung die Kriechrate reduziert wird und nach dem Nachziehen geringere Vorspannkraftverluste auftreten. Die Ausführungen zu diesem Thema wurden bereits 2018 in [78] veröffentlicht.

### 4.2.1 Das Prinzip der Warm-Montage

Die Warm-Montage ist im Wesentlichen in drei Schritte unterteilt:

1. Erwärmung des relevanten Bohrungsbereiches der CFK-Fügeteile vor der Montage,
2. Anziehen der Schraube bei erhöhter Fügeiteiltemperatur und
3. Nachziehen nach festgelegter Zeit bei Raumtemperatur.

Nach der Montage kommt es zunächst zu erhöhten Vorspannkraftverlusten. Diese sind zum einen auf die unter erhöhter Temperatur beschleunigt ablaufenden Kriechprozesse in der Kunststoffmatrix und zum anderen auf die infolge der Abkühlung induzierten Wärmedehnungen der Schraube und CFK-Platte zurückzuführen ( $\alpha_{thS} < \alpha_{thPz}$ ). Nach dem Abkühlen stellt sich eine geringere Kriechrate und damit auch eine geringere Verlustrate der Vorspannkraft als ohne Erwärmung ein, da ein Teil der Kriechvorgänge in die

Erwärmungsphase vorgezogen wird. Das Nachziehen dient dazu, alle bisherigen Vorspannkraftverluste zu kompensieren und hat bei linear viskoelastischem Materialverhalten der CFK-Platte keinen Einfluss auf die Kriech- bzw. Verlustrate der Vorspannkraft.

Die Wirkungsweise der Warm-Montage soll im Folgenden anhand eines einfachen Beispiels mit einem abstrahierten Temperaturverlauf näher erläutert und Einflussparameter identifiziert werden. Dazu wird angenommen, dass die CFK-Fügeteile nach der Montage eine konstant erhöhte Temperatur  $T_W$  aufweisen und zum Zeitpunkt  $t_W$  sprunghaft den Wert der Ausgangstemperatur  $T_0$  annehmen, Abbildung 4.13. Des Weiteren wird thermisch rheologisch einfaches Materialverhalten der CFK-Fügeteile mit Gültigkeit des ZTVP (vgl. Abschnitt 3.6) angenommen. In Abbildung 4.13 ist die Kriechfunktionen  $J_{Pz}(t, T)$  in Dickenrichtung der CFK-Platte bei den Temperaturen  $T_0$  und  $T_W$  skizziert.

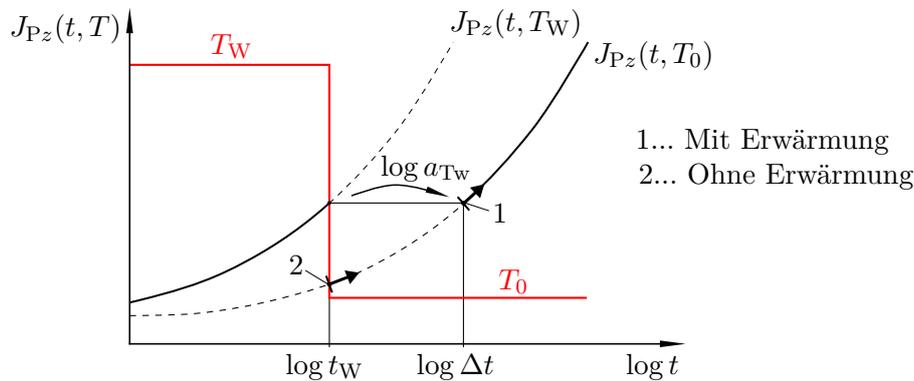


Abbildung 4.13: Einfluss der Warm-Montage auf das Kriechverhalten der CFK-Fügeteile

Bis zum Zeitpunkt des Abkühlens  $t_W$  wird das Kriechverhalten durch die Kriechfunktion  $J_{Pz}(t, T_W)$  beschrieben. Durch das sprunghafte Abkühlen entsteht nach dem ZTVP ein horizontaler Zeitsprung um  $\log a_{T_W}$  zur Kriechfunktion  $J_{Pz}(t, T_0)$ . Nach dem Abkühlen ist der in Abbildung 4.13 hervorgehobene Kurvenzug von  $J_{Pz}(t, T_0)$  beginnend im Punkt 1 zur Beschreibung des Kriechverhaltens ausschlaggebend. Unter Beachtung der logarithmischen Skalierung liegt im Punkt 1 eine geringere Kriechrate als ohne Erwärmung ( $T_W = T_0$ ) vor (Punkt 2). Somit ist ersichtlich, dass durch die Erwärmung der CFK-Fügeteile ein geringerer Vorspannkraftverlust entsteht als ohne. Die Kriechfunktion nach dem Abkühlen ist:

$$\begin{aligned}
 J_{Pz}(t, T_0) &= J_{Pz}(t + \Delta t, T_0) \quad \text{mit } t \geq 0 \quad \text{und} \\
 \log \Delta t &= \log t_W - \log a_{T_W} \Leftrightarrow \Delta t = t_W / a_{T_W}.
 \end{aligned}
 \tag{4.2}$$

Aus dieser Gleichung kann abgeleitet werden, dass für einen großen Zeitsprung  $\Delta t$  der Warm-Montage zum einen die Temperatur der CFK-Fügeteile  $T_W$  hoch (= großer Verschiebungsfaktor) und die Dauer der Erwärmung  $t_W$  möglichst lang sein muss. In Abbildung 4.14 sind in Abhängigkeit der Parameter  $T_W$  und  $t_W$  die analytisch berechneten Vorspannkraftverluste, die sich für eine M8 Schraubenverbindung mit einem quasi-isotropen  $[0/90/+45/-45]_s$  CF-EP-Laminat nach dem Nachziehen bei  $t_W$  ergeben, dargestellt. Zum Vergleich sind die Grafiken um die Verläufe, die aus einer einfachen Montage ohne Nachziehen (o. N.)

folgen, ergänzt. Wie aus Abbildung 4.14a hervorgeht, hat bereits ein einfaches Nachziehen ohne Erwärmung einen positiven Einfluss auf den Vorspannkraftverlust. Mit steigender Füge­teiltemperatur  $T_W$  wird aufgrund des größeren Zeitsprungs nach dem ZTVP der Vorspannkraftverlust verringert. Dieselben Zusammenhänge gelten für die Erhöhung der Erwärmungsdauer  $t_W$  in Abbildung 4.14b.

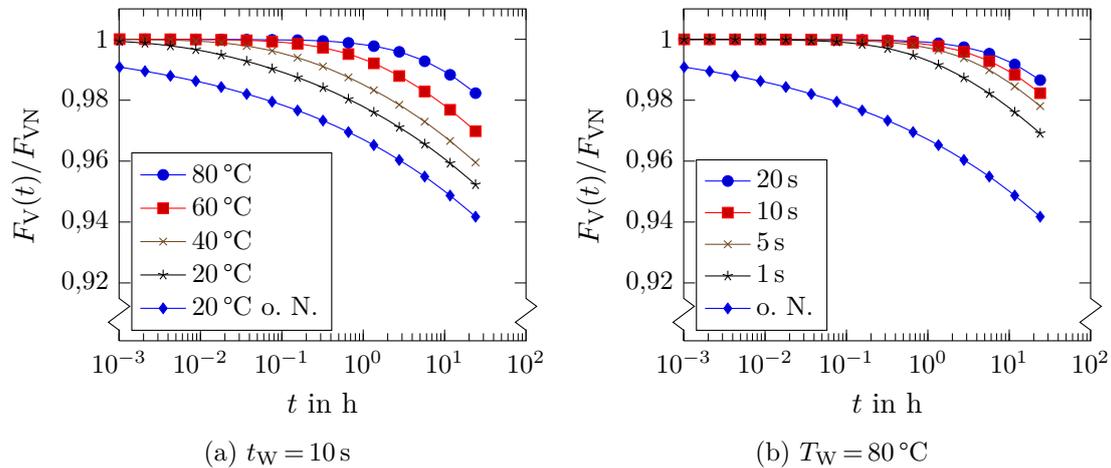


Abbildung 4.14: Vorspannkraftverluste nach dem Nachziehen einer warm-montierten M8 Schraubenverbindung in Abhängigkeit der Füge­teiltemperatur  $T_W$  und der Erwärmungsdauer  $t_W$  (o. N. = ohne Nachziehen)

## 4.2.2 Messergebnisse

Zur Untersuchung des grundlegenden Effektes einer Warm-Montage auf den Vorspannkraftverlust wird die Vorspannkraft in warm-montierten M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP- bzw. CF-PA6-Laminaten (CF-EP-2.9, CF-PA6-3.0 nach Tabelle 4.2) gemessen. Der Versuchsaufbau entspricht dem der Vorspannkraftmessungen aus Abschnitt 4.1.1. Die Messung der Laminattemperatur erfolgt an der Oberfläche nahe der Schraubenverbindung.

Für die Erwärmung der CFK-Platten wird ein Ofen verwendet. Aus Temperaturmessungen geht hervor, dass die CFK-Lamine nach der Entnahme aus dem Ofen sehr schnell abkühlen. Aus diesem Grund wird eine Ofentemperatur von  $100^\circ\text{C}$  gewählt, um eine möglichst hohe Füge­teiltemperatur während der Montage sicherzustellen. Die nominelle Montagevorspannkraft beträgt  $10\text{ kN}$ . Eine Stunde nach dem Anziehen werden die Schrauben nachgezogen und nach weiteren  $24\text{ h}$  Verweildauer bei Raumtemperatur wird eine Temperatur von  $70^\circ\text{C}$  über einen Zeitraum von bis zu  $6\text{ d}$  aufgebracht. Um den Effekt der Warm-Montage bewerten zu können, wird jede Versuchsreihe durch eine identische Versuchsreihe ohne Erwärmung der CFK-Lamine ergänzt.

Die gemessenen Laminattemperaturen der warm- und konventionell montierten Schraubenverbindungen sind in Abbildung 4.15 dargestellt. Zum Zeitpunkt der Montage liegen diese zwischen  $50^\circ\text{C}$  und  $62^\circ\text{C}$ .

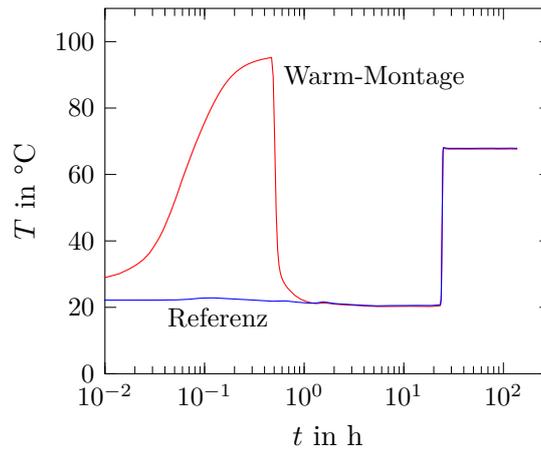
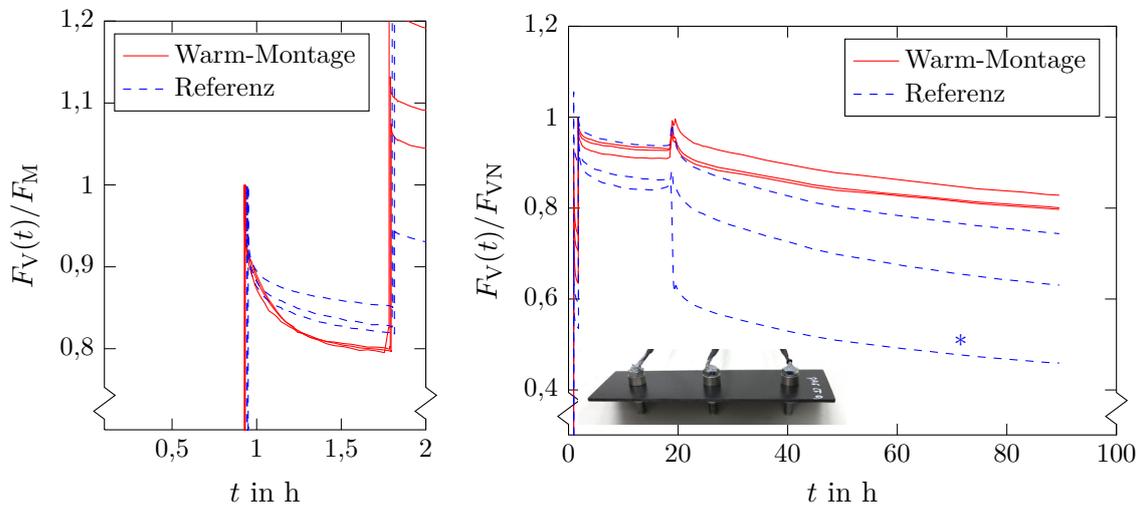


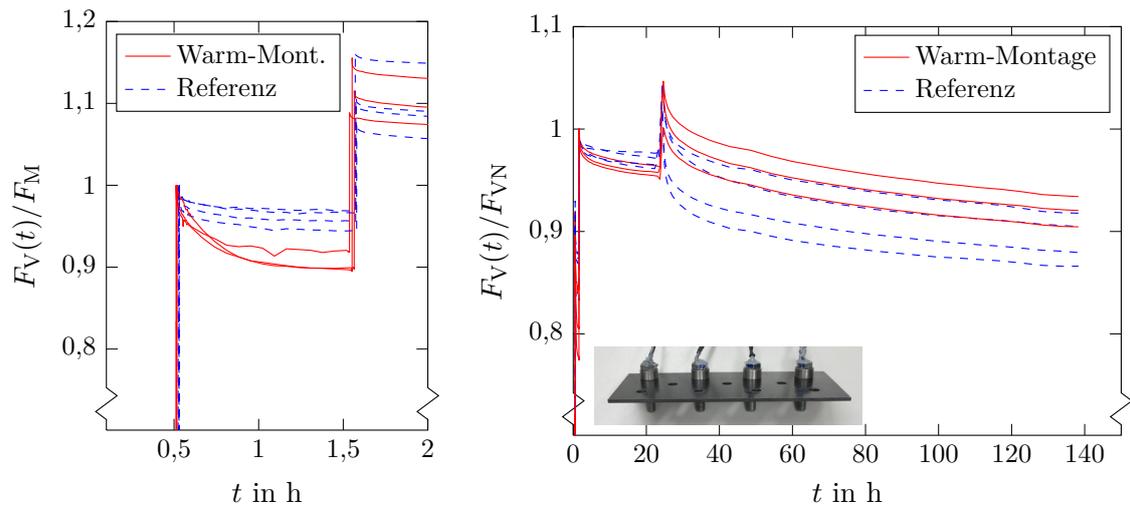
Abbildung 4.15: Gemessene Laminattemperaturen der warm-montierten und konventionell (Referenz) montierten Schraubenverbindungen

Die Vorspannkraftmessungen mit dem CF-PA6- und CF-EP-Laminat sind den Abbildungen 4.16 und 4.17 zu entnehmen. Nach der Montage tritt erwartungsgemäß in den warm-montierten Schraubenverbindungen gegenüber den herkömmlich bei Raumtemperatur montierten Schraubenverbindungen ein größerer Vorspannkraftverlust auf, Abbildung 4.16a und 4.17a. Unmittelbar nach dem Nachziehen entstehen weitere Setzkraftverluste. Insbesondere bei dem CF-EP-Laminat zeigen die warm-montierten Schraubenverbindungen gegenüber den herkömmlich montierten im Mittel geringere Setzkraftverluste. Das Aufhei-



(a) Montage, Abkühlen und Nachziehen (b) Gesamte Versuchszeit mit Erwärmung auf 70°C nach dem Nachziehen, \*Temperaturkompensation fehlerhaft

Abbildung 4.16: Vorspannkraftmessungen warm-montierter und herkömmlich montierter (Referenz) M8 Schraubenverbindungen mit einem CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0,  $F_M = 10$  kN)



(a) Montage, Abkühlen und Nachziehen (b) Gesamte Versuchszeit mit Erwärmung auf 70 °C nach dem Nachziehen

Abbildung 4.17: Vorspannkraftmessungen warm-montierter und herkömmlich montierter (Referenz) M8 Schraubenverbindungen mit einem CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9,  $F_M = 10$  kN)

zen auf 70 °C ist an dem Anstieg der Vorspannkraft zu erkennen. Im weiteren Verlauf treten für beide CFK-Lamine unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Setzbeträge in den warm-montierten Schraubenverbindungen im Mittel geringere Vorspannkraftverluste als in den Referenz-Schraubenverbindungen auf, Abbildung 4.16b und 4.17b. Darüber hinaus bewirkt die Warm-Montage mit dem CF-PA6-Laminat im Mittel eine Verringerung der Verlustrate. Für das CF-EP-Laminat ergeben sich nach dem Aufheizen in den warm-montierten und herkömmlich montierten Schraubenverbindungen ähnliche Verlustraten der Vorspannkraft. Um den Einfluss der Warm-Montage auf den Vorspannkraftverlust mit dem CF-EP-Laminat zu erhöhen, wird eine weitere Versuchsreihe mit der Bezeichnung „CF-EP-2.9\*“ mit einer zusätzlichen Erwärmung der Distanzscheiben zur Erhöhung der Temperatur nach dem Anziehen durchgeführt. Dabei zeigt sich, dass in den warm-montierten Schraubenverbindungen gegenüber den herkömmlich montierten geringere Verlustraten der Vorspannkraft auftreten.

Die Mittelwerte der Verlustraten und der Vorspannkraftverluste sind zum Zeitpunkt  $t = 2,5$  d nach dem Nachziehen in Abbildung 4.18 zusammengefasst. Um den Einfluss der Warm-Montage auf den Vorspannkraftverlust durch Kriechen herauszustellen, wurde bei den angegebenen Vorspannkraftverlusten der Vorspannkraftverlust nach einer Stunde subtrahiert. Es zeigt sich, dass die Verlustrate der CF-PA6-Schraubenverbindungen durch eine Warm-Montage gegenüber einer herkömmlichen Montage um 18 % reduziert werden kann. Bei den CF-EP-Schraubenverbindungen wird eine Reduktion der Verlustrate erst bei ausreichender Erwärmung erreicht (36 % bei CF-EP-2.9\*). Bezüglich des Vorspannkraftverlustes kann für die CF-PA6-Verbindungen eine Reduktion um 44 % und für die CF-EP-Verbindungen je nach Erwärmung 47 % bzw. 90 % verzeichnet werden.

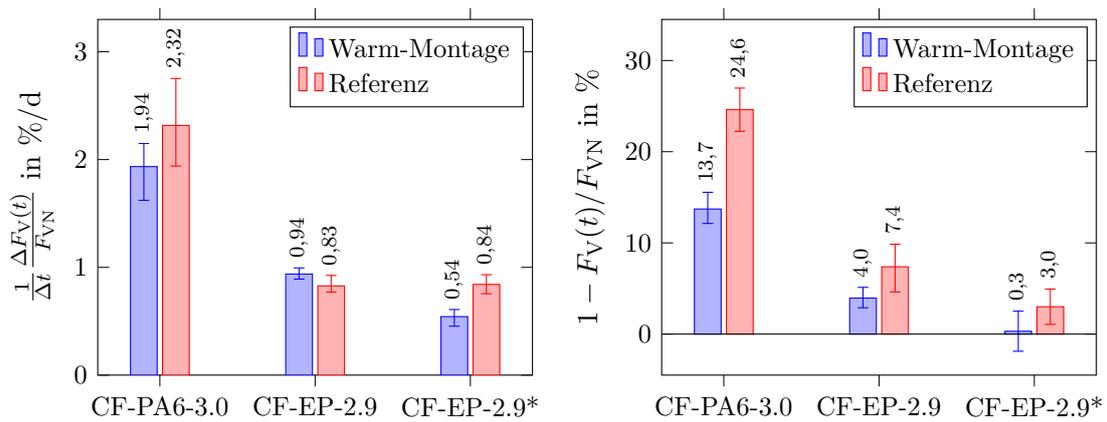


Abbildung 4.18: Einfluss der Warm-Montage auf die Verlustrate (links) und den Vorspannkraftverlust (rechts) durch Kriechen (ohne Setzkraftverluste) nach dem Nachziehen in Abhängigkeit des Plattenwerkstoffes,  $t = 2,5$  d,  $T = 68$  °C, Mittelwerte mit min./max. Abweichung, \*erhöhte Laminattemperatur

Die Untersuchungen zeigen, dass eine Warm-Montage prinzipiell zu einer Reduktion des Vorspannkraftverlustes in CFK-Schraubenverbindungen beitragen kann. Dabei ist auf eine ausreichend hohe Fügeiteiltemperatur während und nach der Montage zu achten.

### 4.3 Berechnung von Schraubenvorspannkraften

Das Ziel ist die analytische und numerische Berechnung des temperaturabhängigen Vorspannkraftverlustes durch Kriechen basierend auf der Viskoelastizitätstheorie in den experimentell untersuchten Schraubenverbindungen mit den duroplastischen CF-EP-Laminaten. Außerdem soll der Einfluss der quasi-elastischen Näherungslösung, des Faservolumengehaltes, des Lagenaufbaus und der Laminatdicke auf den Vorspannkraftverlust analysiert werden. Die erforderlichen Relaxationsfunktionen werden mit repräsentativen Volumenelementen (RVE) aus Matrix-Kriechdaten gewonnen und mit dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip (ZTVP) beschrieben. Abschließend werden aus den Vorspannkraftmessungen theoretische Auslegungskriechfunktionen zur Vorhersage des Vorspannkraftverlustes ermittelt.

#### 4.3.1 Vorbetrachtungen

Im Allgemeinen können in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbundwerkstoffen in Abhängigkeit des Kriechverhaltens zwei Mechanismen, die zu einem Vorspannkraftverlust führen, auftreten. Bei vollständig reversiblen Verhalten der Platte ist der Vorspannkraftverlust auf eine Zunahme der Plattennachgiebigkeit  $\delta_P$  zurückzuführen, Abbildung 4.19a. Dadurch nimmt die elastische Verformung der Schraube ab und der Platte zu. Die Platte wird somit immer weiter zusammengedrückt bis ein Gleichgewichtszustand (Endelastizität) oder die Ausgangslänge der Schraube erreicht ist. Nach dem Lösen der Verbindung bilden sich die Verformungen der Platte vollständig zurück. Im Gegensatz dazu bleibt die

Plattennachgiebigkeit  $\delta_P$  bei Auftreten von zeitabhängigen viskosen Verformungen  $f_{Pvis}(t)$  konstant, Abbildung 4.19b. Der Vorspannkraftverlust ist auf die Abnahme der elastischen Verformung der Schraube und der Platte um den Wert der zeitabhängigen viskosen Verformungen  $f_{Pvis}(t)$  zurückzuführen. Da es sich bei den zeitabhängigen viskosen Verformungen  $f_{Pvis}(t)$  um irreversible Verformungen handelt, bilden sich diese nach dem Lösen der Schraubenverbindung nicht zurück. Beide Mechanismen können je nach vorliegendem Kriechverhalten einzeln oder gleichzeitig auftreten.

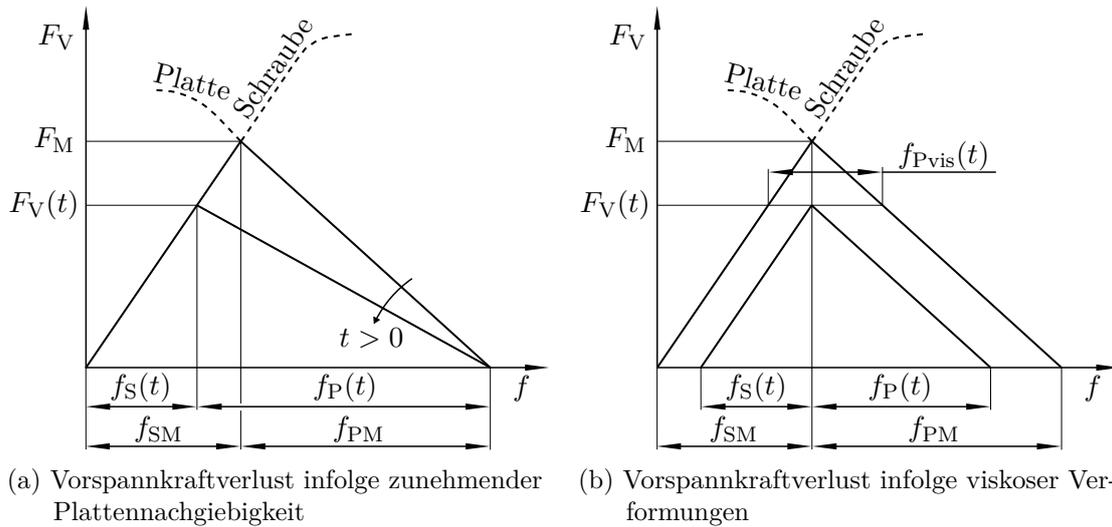


Abbildung 4.19: Vorspannkraftverlust durch Kriechen in einer Schraubenverbindung dargestellt anhand des Vorspannungsschaubildes

Wie aus den experimentellen Untersuchungen zum Vorspannkraftverlust in Abschnitt 4.1.6 hervorgeht, zeigt das duroplastische CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) gegenüber dem thermoplastischen CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0) ein reversibles Verformungsverhalten in Dickenrichtung. Daher kann davon ausgegangen werden, dass bei dem CF-EP-Laminat der Vorspannkraftverlust durch eine Zunahme der Plattennachgiebigkeit  $\delta_P$  entsteht (Abbildung 4.19a). Zudem zeigt sich bei diesem Laminat bei Raumtemperatur und 70 °C mit erhöhten Montagevorspannkraften von 10 kN und 15 kN ein geringer Einfluss der Montagevorspannkraft auf den Vorspannkraftverlust, sodass für die Berechnung des Vorspannkraftverlustes die Annahme von linear viskoelastischem Materialverhalten der CF-EP-Laminat als vertretbar erscheint. Es gelten die folgenden Annahmen:

- Setzkraftverluste werden nicht berücksichtigt und müssen separat ermittelt werden,
- an der CFK-Platte greifen keine äußeren Kräfte an (unbelastete Verbindung),
- die Montage erfolgt sprunghaft zum Zeitpunkt  $t = 0$ ,
- die Schraube weist ein linear elastisches Materialverhalten mit temperaturunabhängige Kennwerten auf und
- das Materialverhalten der CFK-Platte ist linear viskoelastisch und vollständig reversibel.

### 4.3.2 Relaxationsverhalten der CFK-Platte

Für die Berechnung des Vorspannkraftverlustes werden die Relaxationsfunktionen der CF-EP-Lamine und deren UD-Schichten benötigt. Da zum Zeitpunkt der Untersuchung keine Materialdaten für die verwendeten CF-EP-Lamine vorliegen, werden Faser- und Matrixdaten aus der Literatur verwendet. Die Relaxationsfunktionen werden aus den Faser- und Matrixdaten numerisch mit RVE in ANSYS Mechanical APDL ermittelt und mit dem ZTVP beschrieben. Es werden zunächst unabhängig von den verwendeten Probekörpern drei unterschiedliche Faservolumenanteile: 40 %, 50 % und 60 % betrachtet. Die Berechnung mit den tatsächlichen Faservolumenanteilen der Probekörper erfolgt in Abschnitt 4.3.5. Eine Zusammenfassung aller Materialparameter kann Anhang C entnommen werden.

#### Mikroebene

Das Werkstoffverhalten auf der Mikroebene ist geprägt durch die Eigenschaften von Fasern und Matrix. Kohlenstofffasern weisen ein transversal isotropes, elastisches Materialverhalten auf [1]. Typische Werte einer hochfesten Kohlenstofffaser (HT-Faser) sind Tabelle 4.10 zu entnehmen.

Tabelle 4.10: Eigenschaften einer hochfesten Kohlenstofffaser in Anlehnung an [1]

$E_{F\parallel}$ MPa	$E_{F\perp}$ MPa	$G_{F\#}$ MPa	$\nu_{F\parallel\perp}$	$\nu_{F\perp\perp}$	$\alpha_{thF\parallel}$ 1/K	$\alpha_{thF\perp}$ 1/K
230 000	28 000	50 000	0,23	0,39	$-0,35 \cdot 10^{-6}$	$12,5 \cdot 10^{-6}$

In Tabelle 4.11 sind die verwendeten Materialdaten des EP-Harzes im Temperaturbereich von 23,9 °C bis 71,1 °C angegeben. Die Parameter  $J_{M0}$ ,  $J_{M1}$  und  $n_M$  der Matrix-Kriechfunktion  $J_M(t) = J_{M0} + J_{M1}t^{n_M}$  wurden von Beckwith [79] aus Kurzzeit-Kriechversuchen über eine Stunde ermittelt. Da bei diesem EP-Harz die elastische Nachgiebigkeit  $J_{M0}$  mit steigender Temperatur zunimmt, liegt nach den Ausführungen in Abschnitt 3.6 thermisch rheologisch komplexes Materialverhalten vor. Zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der Kriechfunktion nach dem ZTVP ist demnach ein zusätzlicher vertikaler Verschiebungsfaktor  $b_T(T)$  einzuführen. Es zeigt sich, dass die in

Tabelle 4.11: Materialparameter der EP-Matrix,  $J_{M0}$ ,  $J_{M1}$  und  $n_M$  nach [79], \*nach [80]

$k$	$T_k$ °C	$J_{M0}$ $10^{-4} \text{ MPa}^{-1}$	$J_{M1}$ $10^{-5} \text{ MPa}^{-1} \text{ h}^{-n}$	$n_M$	$\nu_{M0}$	$\alpha_{thM}$ 1/K
1	23,9	2,7314	2,1786	0,19	0,35*	$55 \cdot 10^{-6}$
2	43,3	2,8050	3,9152	0,19	0,35	$55 \cdot 10^{-6}$
3	54,4	2,9326	5,0834	0,19	0,35	$55 \cdot 10^{-6}$
4	62,8	2,9180	6,2517	0,19	0,35	$55 \cdot 10^{-6}$
5	71,1	3,0023	7,3252	0,19	0,35	$55 \cdot 10^{-6}$

Tabelle 4.11 angegebenen Kriechfunktionen das ZTVP „erfüllen“. Unter Berücksichtigung der vertikalen Zeit-Temperatur-Verschiebung ergibt sich für dieses EP-Harz nach der Arrhenius-Gleichung (3.24) eine Aktivierungsenergie  $\Delta H_M$  von 114,40 kJ/mol. Demnach ist eine Extrapolation der Kriechdaten bei  $T_1 = 23,9^\circ\text{C}$  bis  $t = 574,4$  h möglich. Da dies nicht den kompletten Zeitbereich der Vorspannkraftmessungen abdeckt, wird angenommen, dass die Kriechfunktionen bis  $t = 2309$  h extrapoliert werden können. Die elastische Querkontraktionszahl  $\nu_{M0}$  und der Wärmeausdehnungskoeffizient  $\alpha_{thM}$  der Matrix werden im betrachteten Temperaturbereich als temperaturunabhängig angenommen.

In Abbildung 4.20 sind die Relaxationsfunktion  $E_M(t)$  und die Querkontraktionszahl  $\nu_M(t)$  bei ausgewählten Temperaturen dargestellt. Die Relaxationsfunktion  $E_M(t)$  wird aus der Kriechfunktion  $J_M(t)$  mit dem quasi-elastischen Ansatz (3.18) ermittelt. Die Zeitabhängigkeit der Querkontraktionszahl  $\nu_M(t)$  wird unter Annahme der Volumenkonstanz nach Gleichung (3.13) modelliert. Es zeigt sich, dass die Relaxationsfunktion  $E_M(t)$  mit steigender Temperatur zu geringeren Werten verschoben wird und die relative Änderung bezüglich des Anfangswertes  $E_{M0}$  zunimmt. Die zeitliche Änderung der Querkontraktionszahl  $\nu_M(t)$  nimmt ebenfalls mit steigender Temperatur zu.

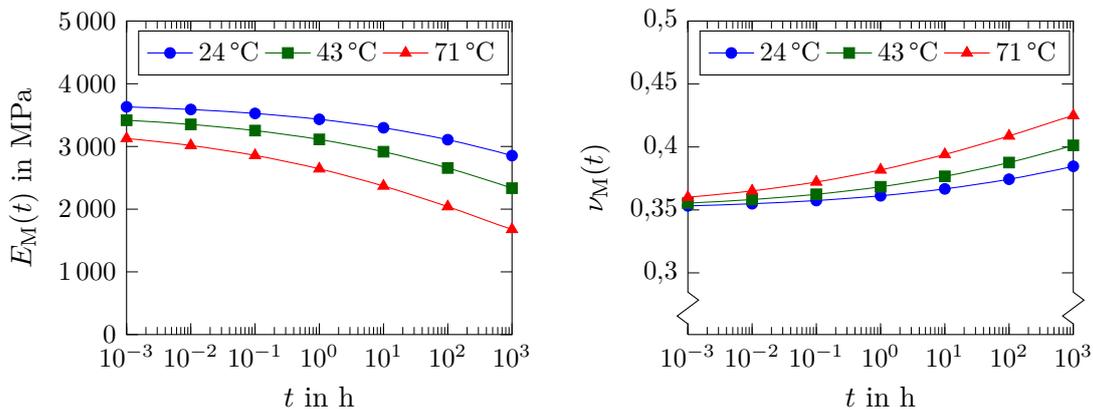


Abbildung 4.20: Relaxationsfunktion und Querkontraktionszahl der EP-Matrix

## Mesoebene

Auf der Mesoebene wird der Verbund aus Fasern und Matrix innerhalb einer Einzelschicht homogenisiert. Das Materialverhalten wird durch die orthotropen Eigenschaften der UD-Schicht charakterisiert. Für die viskoelastische Homogenisierung wird ein bestehendes RVE aus der Literatur [66] mit geringen Modifikationen hinsichtlich des FE-Netzes und der Aufbringung der periodischen Randbedingungen verwendet. Außerdem wird zur Bestimmung der Wärmeausdehnungskoeffizienten ein Temperaturlastfall betrachtet. Dem Modell liegen die folgenden Annahmen zu Grunde:

- Zylindrische Fasern (hier: 7  $\mu\text{m}$  Durchmesser),
- periodische Anordnung aller Fasern,

- hexagonale Packung und
- ideale Verklebung von Fasern und Matrix.

Die Höhe  $h$  und die Breite  $b$  des RVE werden durch den Faservolumengehalt  $\varphi_F$  und die hexagonale Packung der UD-Schicht definiert. Die Länge  $l$  ist ein frei definierbarer Wert, der nach [66] zu  $1/4b$  gewählt wird. Das FE-Modell ist in Abbildung 4.21 mit den zugehörigen Maßen in Abhängigkeit des Faservolumengehaltes  $\varphi_F$  dargestellt. Das FE-Netz besteht aus Volumenelementen mit jeweils acht Knoten (SOLID185) und ist symmetrisch bezüglich der Ursprungsebenen 1-2 und 1-3 aufgebaut.

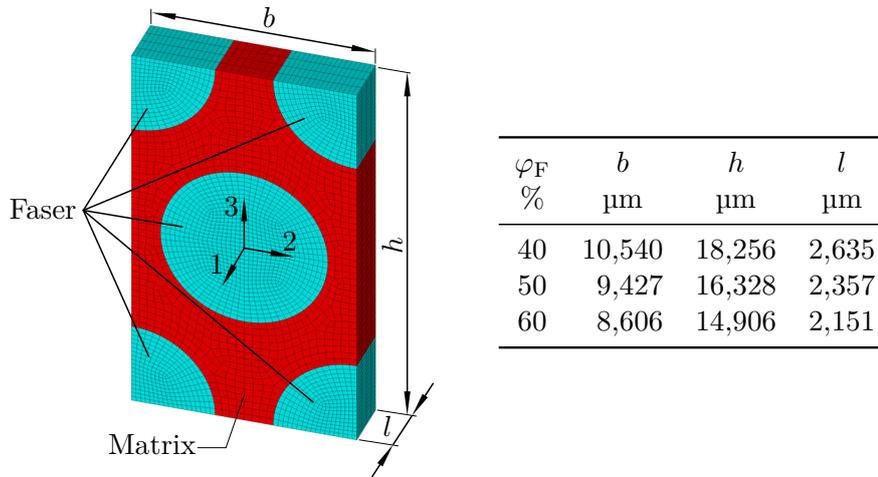


Abbildung 4.21: FE-Modell eines RVE einer UD-Schicht mit hexagonaler Faseranordnung (Geometrie nach [66])

Für die Bestimmung der Relaxationsmatrix  $[C_{UD}(t)]$  und der Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\{\alpha_{thUD}(t)\}$  der UD-Schicht werden konstante, sprunghafte Dehnungen  $\{\varepsilon_{UD}^0\}$  und Temperaturänderungen  $\Delta T_0$  zum Zeitpunkt  $t=0$  auf das RVE aufgebracht. Damit ergibt sich das linear viskoelastische Materialgesetz (3.11) mit Berücksichtigung der thermischen Dehnungen nach Gleichung (3.29) zu:

$$\{\sigma_{UD}(t)\} = [C_{UD}(t)] \left( \{\varepsilon_{UD}^0\} - \{\alpha_{thUD}(t)\} \Delta T_0 \right). \quad (4.3)$$

Die Beanspruchung  $\{\varepsilon_{UD}^0\}$  und  $\Delta T_0$  wird durch mehrere Lastfälle so gewählt, dass die Periodizität des RVE sichergestellt ist und die fünf unabhängigen Relaxationsfunktionen der transversal isotropen UD-Schicht:  $C_{11}(t)$ ,  $C_{22}(t)$ ,  $C_{12}(t)$ ,  $C_{23}(t)$ ,  $C_{66}(t)$  sowie die Kriechfunktionen  $\alpha_{th1}(t)$  und  $\alpha_{th2}(t)$  bestimmt werden können (weitere Details sind im Anhang B aufgeführt). Infolge der Beanspruchung  $\{\varepsilon_{UD}^0\}$  bzw.  $\Delta T_0$  entstehen je nach Lastfall ungleichmäßig verteilte Spannungen in den Fasern und der Matrix, die mit der Zeit abnehmen. Zu jedem betrachteten Zeitpunkt wird die volumengemittelte Spannung des RVE aus den volumengemittelten Spannungen der Volumenelemente des FE-Modells

bestimmt und mit den Spannungen  $\{\sigma_{\text{UD}}(t)\}$  der UD-Schicht gleichgesetzt. Dazu wird für jeden Zeitpunkt  $t$  mit den Matriceigenschaften in Tabelle 4.11 eine linear elastische Berechnung durchgeführt.

Da die Matrix ein thermisch rheologisch komplexes Materialverhalten aufweist, zeigt auch die UD-Schicht ein thermisch rheologisch komplexes Materialverhalten. Aufgrund der Homogenisierung von Fasern und Matrix ergeben sich für jede Materialfunktion der UD-Schicht unterschiedliche horizontale und vertikale thermische Verschiebungsfaktoren. Die Relaxationsfunktionen  $C_{ij}(t, T)$  der UD-Schicht können mit den vertikalen Verschiebungsfaktoren  $b_{\text{T}ij}(T)$  bezüglich der Relaxationsfunktion  $C_{ij}(\xi_{ij}, T_{\text{R}})$  bei der Referenztemperatur  $T_{\text{R}}$  angegeben werden:

$$C_{ij}(t, T) = b_{\text{T}ij}(T)C_{ij}(\xi_{ij}, T_{\text{R}}) \quad \text{mit} \quad \xi_{ij} = \frac{t}{a_{\text{T}ij}(T)} \quad i, j = 1, 2, \dots, 6. \quad (4.4)$$

Die Parameter der Relaxationsfunktionen  $C_{ij}(\xi_{ij}, T_{\text{R}})$  sind temperaturunabhängig. Das selbe gilt für die Kriechfunktionen  $\alpha_{\text{th}i}(t, T)$  der Wärmeausdehnungskoeffizienten der UD-Schicht:

$$\alpha_{\text{th}i}(t, T) = b_{\text{T}i}(T)\alpha_{\text{th}i}(\xi_i, T_{\text{R}}) \quad \text{mit} \quad \xi_i = \frac{t}{a_{\text{T}i}(T)} \quad i = 1, 2, \dots, 6. \quad (4.5)$$

Die Materialfunktionen  $C_{ij}(\xi_{ij}, T_{\text{R}})$  und  $\alpha_{\text{th}i}(\xi_i, T_{\text{R}})$  werden mit Prony-Reihen nach Gleichung (3.5) beschrieben. Bei der Referenztemperatur  $T_{\text{R}}$  ist  $\xi = t$  und es gilt:

$$C_{ij}(t, T_{\text{R}}) = C_{ij0}(T_{\text{R}}) \left( 1 - \sum_{m=1}^{N_{ij}} \alpha_{ij,m} \left( 1 - e^{-t/\tau_{ij,m}} \right) \right) \quad i, j = 1, 2, \dots, 6 \quad \text{und} \quad (4.6)$$

$$\alpha_{\text{th}i}(t, T_{\text{R}}) = \alpha_{\text{th}i0}(T_{\text{R}}) \left( 1 - \sum_{m=1}^{N_i} \alpha_{i,m} \left( 1 - e^{-t/\tau_{i,m}} \right) \right) \quad i = 1, 2, \dots, 6. \quad (4.7)$$

Die Parameter  $\alpha_{ij,m}$ ,  $\tau_{ij,m}$ ,  $\alpha_{i,m}$  und  $\tau_{i,m}$  der Prony-Reihen werden bei einer gewählten Referenztemperatur von  $T_{\text{R}} = T_1 = 23,9^\circ\text{C}$  mit der Kollokationsmethode (vgl. Abschnitt 3.2) bestimmt. Dazu sind in Abbildung 4.22 die aus dem RVE ermittelten Relaxationsdaten und die ermittelten Materialfunktionen  $C_{ij}(t, T_{\text{R}})$  und  $\alpha_{\text{th}i}(t, T_{\text{R}})$  der UD-Schicht für einen Faservolumengehalt von 50 % dargestellt. Die Parameter sind in Anhang C.1 angegeben. Wie in Abbildung 4.22 zu erkennen ist, können die Relaxationsdaten sehr gut mit der Kollokationsmethode approximiert werden.

Die thermischen Verschiebungsfaktoren  $a_{\text{T}k}$  und  $b_{\text{T}k}$  der UD-Schicht bei den Temperaturen  $T_k$  ( $2 \leq k \leq 5$ ) werden mit einem nichtlinearen curve fitting nach der Methode der kleinsten Quadrate [81, 82] in MATLAB bestimmt. Dazu werden die entsprechenden

Relaxationsdaten mit den Gleichungen (4.4) und (4.5) und den Parametern  $\alpha_{ij,m}$ ,  $\tau_{ij,m}$ ,  $\alpha_{i,m}$  und  $\tau_{i,m}$  der Prony-Reihen gefittet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.23 anhand der Relaxationsfunktion  $C_{22}(t, T)$  dargestellt. Es ist ersichtlich, dass mit der horizontalen und vertikalen Zeit-Temperatur-Verschiebung (4.4) und (4.5) die Materialfunktionen der UD-Schicht bei erhöhten Temperaturen gut approximiert werden können.

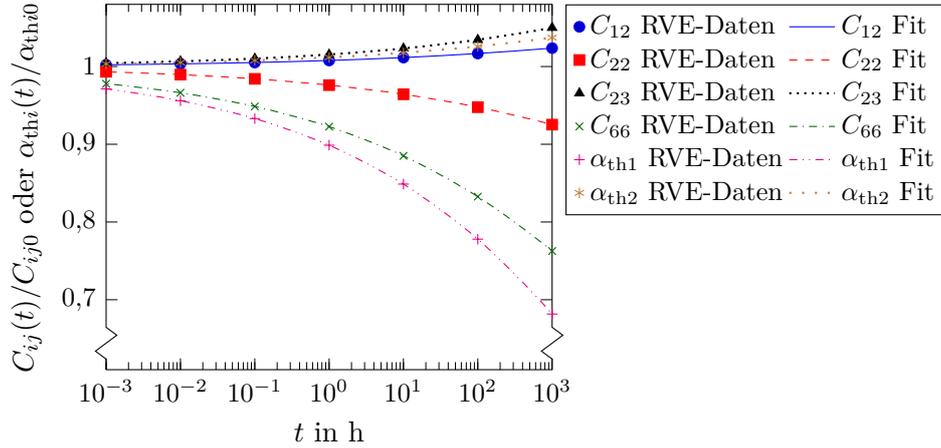


Abbildung 4.22: Fit der Relaxationsdaten der UD-Schicht mit Prony-Reihen,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$ ,  $\varphi_F = 50\%$

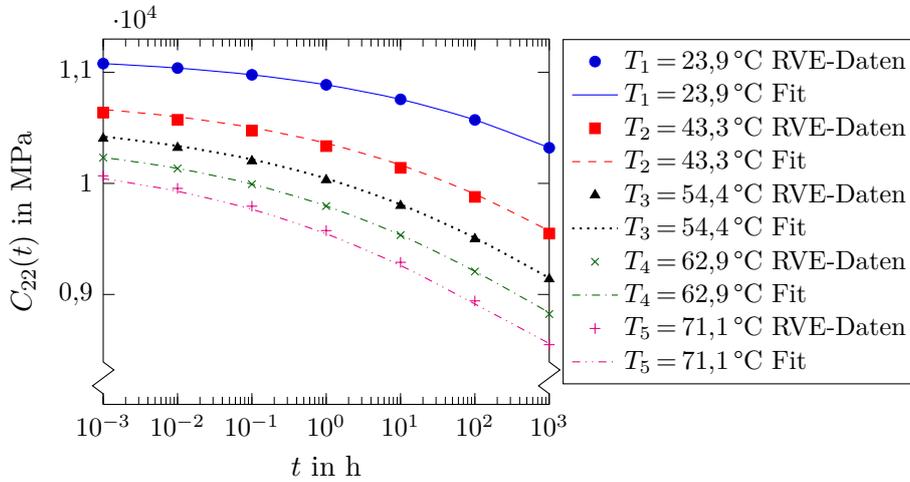


Abbildung 4.23: Fit der Relaxationsdaten  $C_{22}$  der UD-Schicht mit horizontaler und vertikaler Zeit-Temperatur-Verschiebung,  $T_R = T_1 = 23,9^\circ\text{C}$ ,  $\varphi_F = 50\%$

Die thermischen Verschiebungsfaktoren  $a_{T_k}$  und  $b_{T_k}$  werden durch ein nichtlineares curve fitting in MATLAB approximiert. Zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der horizontalen thermischen Verschiebungsfaktoren  $a_T(T)$  wird die Arrhenius-Gleichung (3.24)

verwendet ( $T < T_g$ ). Da die vertikalen Verschiebungsfaktoren  $b_{T_k}$  in guter Näherung eine lineare Temperaturabhängigkeit aufweisen, wird angesetzt:

$$b_{Tij}(T) = m_{bTij}(T - T_R) + 1 \quad \text{und} \quad (4.8)$$

$$b_{Ti}(T) = m_{bTi}(T - T_R) + 1 . \quad (4.9)$$

Das Ergebnis des Fittings der thermischen Verschiebungsfaktoren  $a_{T_k}$  und  $b_{T_k}$  ist für  $\varphi_F = 50\%$  in Abbildung 4.24 dargestellt; die gefitteten Parameter  $\Delta H$  und  $m_{bT}$  sind in Tabelle 4.12 aufgelistet. Es zeigt sich, dass die horizontalen thermischen Verschiebungsfaktoren mit der Arrhenius-Gleichung und die vertikalen mit einer linearen Temperaturabhängigkeit gut beschrieben werden können.

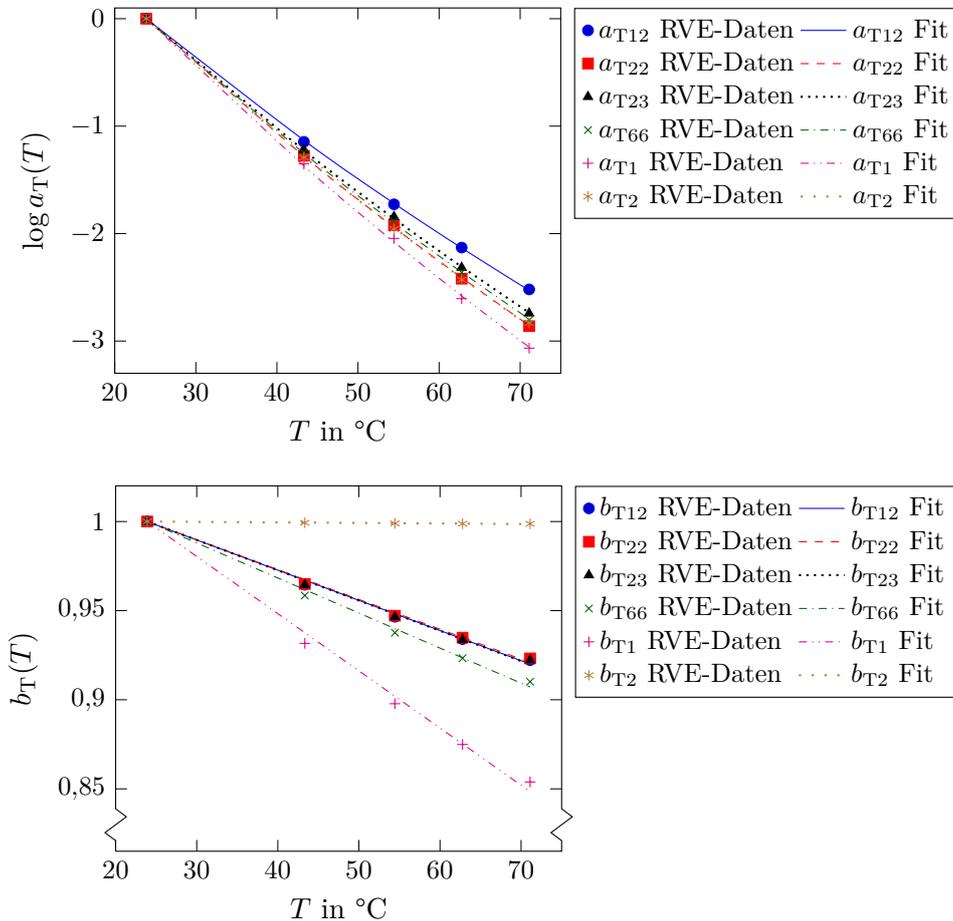


Abbildung 4.24: Fit der thermischen Verschiebungsfaktoren der UD-Schicht mit der Arrhenius-Gleichung (oben) und einer linearen Funktion (unten),  $\varphi_F = 50\%$

Tabelle 4.12: Gefittete Parameter der thermischen Verschiebungsfaktoren der UD-Schicht,  $\varphi_F = 50\%$

Materialfunktion	$\Delta H$ kJ/mol	$m_{bT}$ 1/K
$C_{11}(t, T)$	98,436	$-7,132\,22 \cdot 10^{-5}$
$C_{12}(t, T)$	104,842	$-1,693\,88 \cdot 10^{-3}$
$C_{22}(t, T)$	118,391	$-1,673\,58 \cdot 10^{-3}$
$C_{23}(t, T)$	113,433	$-1,697\,39 \cdot 10^{-3}$
$C_{66}(t, T)$	115,911	$-1,966\,83 \cdot 10^{-3}$
$\alpha_{th1}(t, T)$	126,756	$-3,209\,22 \cdot 10^{-3}$
$\alpha_{th2}(t, T)$	118,579	$-3,041\,30 \cdot 10^{-5}$

In den Abbildungen 4.25 und 4.26 sind die zeitabhängigen Ingenieurkennwerte der UD-Schicht:  $E_2(t, T)$ ,  $G_{12}(t, T)$ ,  $\nu_{12}(t, T)$ ,  $\nu_{23}(t, T)$  berechnet aus den Relaxationsfunktionen  $C_{ij}(t, T)$  nach den bekannten Beziehungen [66] sowie die zeitabhängigen Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{th1}(t, T)$  und  $\alpha_{th2}(t, T)$  in Abhängigkeit des Faservolumengehaltes  $\varphi_F$  und der Temperatur  $T$  dargestellt. Auf die Darstellung der Relaxationsfunktion  $E_1(t, T)$  der UD-Schicht wird verzichtet, da aufgrund der steifen, elastischen Fasern die zeitliche Änderung im Allgemeinen vernachlässigbar gering ist (hier:  $\leq 1\%$ ). Es ist erkennbar, dass die Querkontraktionszahlen  $\nu_{12}(t)$  und  $\nu_{23}(t)$  der UD-Schicht aufgrund der Zunahme der Querkontraktionszahl  $\nu_M(t)$  der Matrix ebenfalls mit der Zeit ansteigen. Darüber hinaus ist eine Abnahme des Wärmeausdehnungskoeffizienten in Faserrichtung und eine Zunahme in Querrichtung zu verzeichnen.

In Abbildung 4.25 ist zu erkennen, dass mit steigendem Faservolumengehalt  $\varphi_F$  die elastischen Steifigkeitskennwerte  $E_2$  und  $G_{12}$  zu- und die Querkontraktionszahlen  $\nu_{12}$  und  $\nu_{23}$  sowie die Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{th1}$  und  $\alpha_{th2}$  abnehmen. Der Faservolumengehalt beeinflusst neben den elastischen Kennwerten auch den zeitlichen Verlauf der Kennwerte. So führt ein höherer Faservolumengehalt zu einer Verbesserung des Relaxationsverhaltens in unterschiedlicher Ausprägung, indem die relative zeitliche Änderung der Materialfunktionen bezüglich des Anfangswertes verringert wird. Hier sind insbesondere die Materialfunktionen  $E_2(t)$  und  $\alpha_{th1}(t)$  zu nennen. Der Einfluss des Faservolumengehaltes auf die relative zeitliche Änderung des Schubmoduls  $G_{12}(t)$  und des Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{th2}(t)$  ist hingegen deutlich geringer.

Im untersuchten Wertebereich weist die Temperatur  $T$  einen größeren Einfluss auf das Relaxationsverhalten einer UD-Schicht auf als der Faservolumengehalt  $\varphi_F$  (vgl. Abbildung 4.26). Eine Temperaturerhöhung führt zu einer Zunahme der zeitlichen Änderungen der Kennwerte und damit zu einer Verschlechterung des Kriech- und Relaxationsverhaltens der UD-Schicht. Hier weisen insbesondere die Materialfunktionen  $E_2(t)$ ,  $G_{12}(t)$ ,  $\nu_{23}(t)$  und  $\alpha_{th1}(t)$  eine hohe Temperaturabhängigkeit auf.

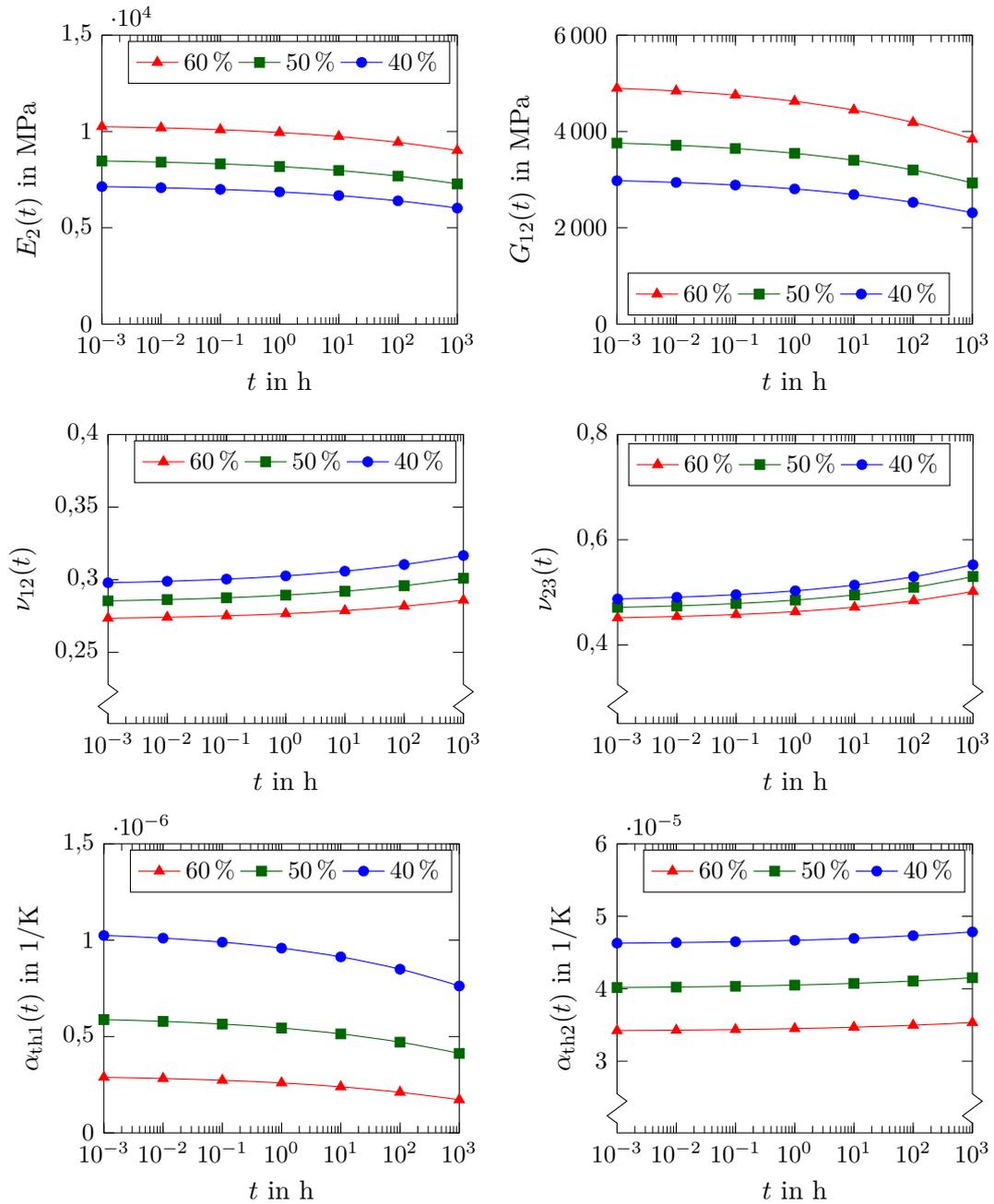


Abbildung 4.25: Zeitabhängige Kennwerte einer UD-Schicht in Abhängigkeit des Faservolumenanteiles bei  $23,9^\circ\text{C}$  ermittelt aus einem RVE mit linear viskoelastischer EP-Matrix

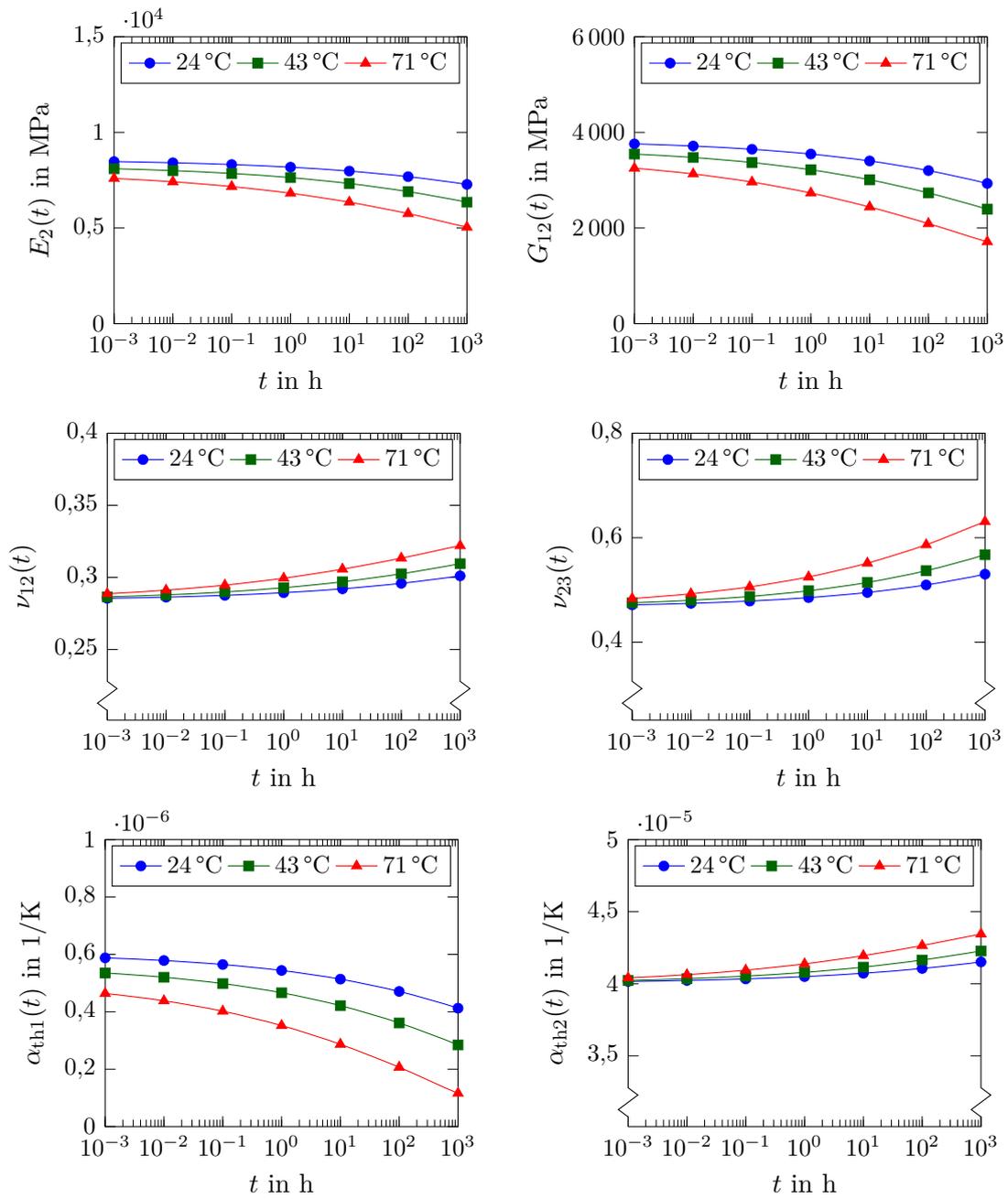


Abbildung 4.26: Zeitabhängige Kennwerte einer UD-Schicht in Abhängigkeit der Temperatur bei einem Faservolumengehalt von 50 % ermittelt aus einem RVE mit linear viskoelastischer EP-Matrix

## Makroebene

Zur Beschreibung des globalen Relaxationsverhaltens des CFK-Laminates wird aus der Relaxationsmatrix  $[C_{UD}(t)]$  der UD-Schicht die (Dehn-)Relaxationsmatrix  $[A(t)]$  des Laminates bestimmt. Dies kann numerisch mit einem RVE des Laminates oder analytisch mit der 3D-Laminattheorie [83] erfolgen. Beide Verfahren liefern bei gleichen Relaxationsmatrizen der UD-Schichten identische Ergebnisse. Für die hier eingeschlagene numerische Betrachtung entspricht das Vorgehen dem des vorherigen Abschnittes. In Abbildung 4.27 ist das RVE beispielhaft für einen quasi-isotropen Lagenaufbau dargestellt.

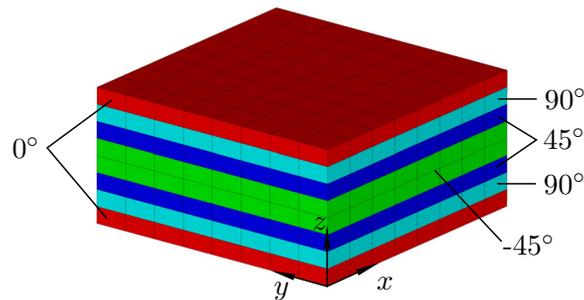


Abbildung 4.27: FE-Modell eines RVE eines quasi-isotropen  $[0/90/+45/-45]_s$  CF-EP-Laminates

Die für das analytische Modell benötigte Relaxationsfunktion  $E_z(t, T)$  und Kriechfunktion  $\alpha_{\text{thz}}(t, T)$  werden aus dem RVE ermittelt und die Parameter der Gleichungen (4.4) und (4.5) bestimmt. In Abbildung 4.28 sind diese Materialfunktionen für ein quasi-isotropes  $[0/90/+45/-45]_s$  CF-EP-Laminat mit identischen Schichtdicken und einem Faservolumengehalt von 50 % dargestellt. In Tabelle 4.13 sind die gefitteten Parameter  $\Delta H$  und  $m_{bT}$  der thermischen Verschiebungsfaktoren  $a_T(T)$  und  $b_T(T)$  angegeben.

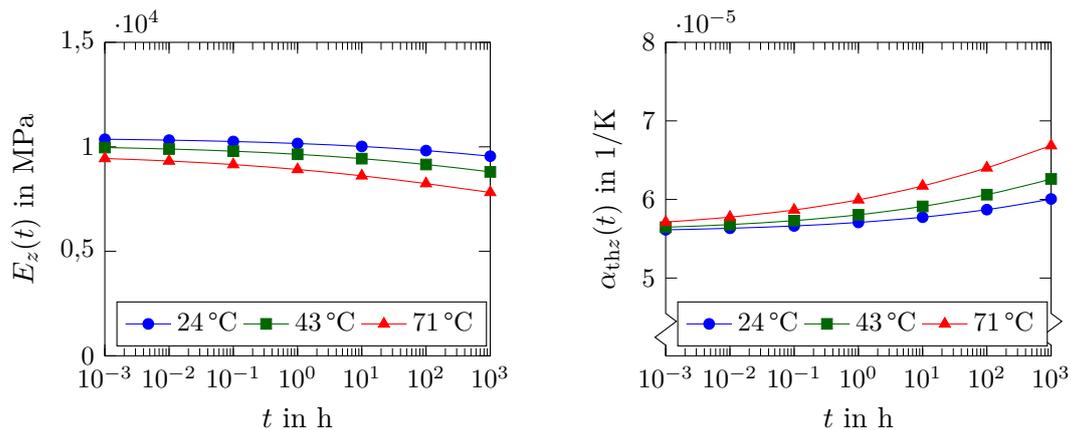


Abbildung 4.28: Zeitabhängige Kennwerte eines  $[0/90/+45/-45]_s$  CF-EP-Laminates ermittelt aus einem RVE,  $\varphi_F = 50\%$

Tabelle 4.13: Parameter der thermischen Verschiebungsfaktoren eines  $[0/90/+45/-45]_s$  CF-EP-Laminates,  $\varphi_F = 50\%$ 

Materialfunktion	$\Delta H$ kJ/mol	$m_{bT}$ 1/K
$E_z(t, T)$	112,66	$-1,6057 \cdot 10^{-3}$
$\alpha_{thz}(t, T)$	119,59	$4,6866 \cdot 10^{-5}$

Aufgrund der gegenseitigen Querkontraktionsbehinderung der UD-Schichten des CFK-Laminates, nimmt die zeitliche Änderung der Relaxationsfunktion  $E_z(t)$  des CFK-Laminates bei gleicher Temperatur gegenüber der Relaxationsfunktion  $E_1(t)$  einer einzelnen UD-Schicht ab. Das Relaxationsverhalten wird somit bei einer mechanischen Beanspruchung in Dickenrichtung des CFK-Laminates verbessert. Jedoch nimmt die zeitliche Änderung des Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{thz}(t)$  des CFK-Laminates gegenüber dem Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{th2}(t)$  der UD-Schicht bei gleicher Temperatur zu. Wie im vorherigen Abschnitt „Mesoebene“ gezeigt, verstärkt eine Temperaturerhöhung diese Effekte. Aufgrund der Vernachlässigung der Temperaturabhängigkeit des Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{thM}$  der Matrix, zeigt der Anfangswert  $\alpha_{thz0}$  des Wärmeausdehnungskoeffizienten des CFK-Laminates im Vergleich zum Anfangswert  $E_{z0}$  eine vernachlässigbare Temperaturabhängigkeit ( $m_{bT} \approx 0 \Rightarrow b_T \approx 1$ ).

### 4.3.3 Finite-Elemente-Modelle

Zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes infolge von Kriechen werden zwei FE-Modelle erstellt, Abbildung 4.29. Das erste FE-Modell (Abbildung 4.29 links) besteht aus einer Schraube und der CFK-Platte und wird für die Verifikation des analytischen Modells herangezogen. Das zweite FE-Modell (Abbildung 4.29 rechts) gibt den Prüfaufbau der Vorspannkraftmessungen mit den DMS-Schrauben wieder und weist gegenüber dem ersten eine zusätzliche Scheibe auf. Dieses FE-Modell wird zum Vergleich des Vorspannkraftverlustes zwischen FEM und Versuch verwendet.

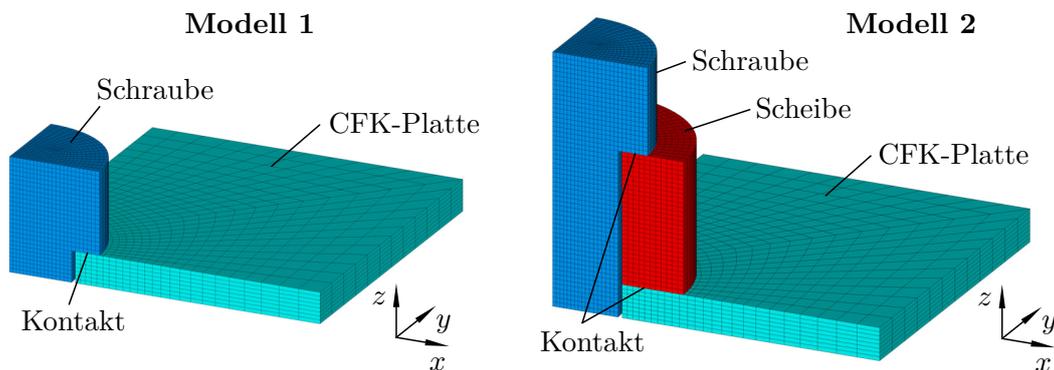


Abbildung 4.29: FE-Modelle zur Bestimmung des Vorspannkraftverlustes

Wie in Abbildung 4.29 dargestellt, können die Schraubenverbindungen unter Ausnutzung der Symmetrie als Achtel-Modell betrachtet werden. Die Schraube wird als zylindrisches Volumen unter Vernachlässigung des Gewindes modelliert (Modellklasse III nach VDI 2230 Blatt 2 [84]). Der Durchmesser der Schraubenkopfaufgabe im FE-Modell entspricht dem Auflagedurchmesser der realen Schraube. Durch die Idealisierung weist die Schraube im FE-Modell eine geringere Nachgiebigkeit als in der Realität auf. Um dem entgegenzuwirken, wird die Nachgiebigkeit  $\delta_{S,FEM}$  der idealisierten Schraube nach VDI 2230 Blatt 2 [84] ermittelt und mit der tatsächlichen Schraubennachgiebigkeit  $\delta_S$  nach VDI 2230 Blatt 1 [19] ein fiktiver Elastizitätsmodul  $E_{S,FEM}$  der Schraube mit  $\delta_{S,FEM} = \delta_S$  bestimmt:

$$E_{S,FEM} = E_S \frac{\delta_{S,FEM}}{\delta_S} \quad \text{mit} \quad E_S = 210 \text{ GPa.} \quad (4.10)$$

Durch dieses Vorgehen wird im FE-Modell 2 die für die Vorspannkraftmessungen erforderliche Bohrung im Schraubenschaft ohne eine explizite geometrische Modellierung berücksichtigt. Die fiktiven Elastizitätsmoduln  $E_{S,FEM}$  der Schraube sind in Tabelle 4.14 in Abhängigkeit der Klemmlänge  $l_K$  angegeben. Es zeigt sich, dass bei der gewählten Modellierung der Schraube der Elastizitätsmodul  $E_{S,FEM}$  gegenüber dem tatsächlichen Wert von 210 GPa erwartungsgemäß reduziert werden muss, um die Schraubennachgiebigkeit  $\delta_S$  abbilden zu können.

Tabelle 4.14: Einfluss der Schraubenmodellierung auf den Elastizitätsmodul  $E_{S,FEM}$  der Schraube im FE-Modell

$l_K$ mm	$\delta_S$ mm/N	$E_{S,FEM}$ GPa
4,0	$1,8408 \cdot 10^{-6}$	94,478
8,0	$2,4201 \cdot 10^{-6}$	103,799
12,0	$2,9995 \cdot 10^{-6}$	110,450
18,9	$3,2762 \cdot 10^{-6}$	143,071
20,0	$3,4355 \cdot 10^{-6}$	142,858

Alle Komponenten der Schraubenverbindung werden mit Volumenelementen vom Typ SOLID185 bestehend aus acht Knoten vernetzt. Die UD-Schichten der CFK-Platte werden einzeln mit Volumen modelliert und in Abhängigkeit der Laminatdicke mit mindestens zwei Elementen in Dickenrichtung vernetzt. Das FE-Netz der CFK-Platte wird im Klemmbereich der Schraubenverbindung verfeinert, um Spannungskonzentrationen möglichst genau abbilden zu können. Die Kontakte Schraube/CFK-Platte und Schraube/Scheibe werden als reibungsbehaftete surface-to-surface Kontakte [85] mit den Kontaktelementen CONTA174 und TARGET170 ausgeführt. Es wird das Coulombsche Reibmodell unter der Annahme identischer Haft- und Gleitreibungskoeffizienten verwendet. Wie aus den Simulationen hervorgeht, nehmen die Reibungskoeffizienten  $\mu$  einen zu vernachlässigenden Einfluss auf den Vorspannkraftverlust. Daher werden diese zu 0,1 (Stahl/Stahl) und 0,18 (CF-EP/Stahl) angenommen. Die in Abbildung 4.29 dargestellten FE-Modelle bestehen inklusive der Kontaktelemente aus insgesamt 13 371 bzw. 27 855 Elementen.

Da ANSYS standardmäßig kein orthotrop viskoelastisches Materialmodell zur Beschreibung des zeitabhängigen Materialverhaltens der UD-Schicht bereitstellt, wird ein entsprechendes Materialmodell in ANSYS eingebunden. Dazu wird eine bestehende, validierte Abaqus Subroutine von Hinterhölzl [70] verwendet und über die UserMat-Schnittstelle mit ANSYS verlinkt. Diese Subroutine stellt eine FE-Implementierung des Stoffgesetzes (3.11) für orthotrope Werkstoffe unter isothermen Bedingungen dar. Die Relaxationsfunktionen  $C_{ij}(t)$  werden dabei durch Prony-Reihen (3.5) mit einer beliebigen Anzahl von Reihentermen beschrieben. Für die quasi-elastischen Berechnungen wird das von ANSYS bereitgestellte orthotrop elastische Materialmodell verwendet.

Die initiale Vorspannkraft  $F_{V0}$  der Schraubenverbindungen wird durch das Aufbringen einer Verschiebung  $w_S$  in  $z$ -Richtung auf die Knoten des Schraubenschafts in der Ebene  $z = 0$  erzeugt. Die Summe der Reaktionskräfte dieser Knoten entspricht unter Berücksichtigung der Symmetrie einem Viertel der Vorspannkraft  $F_V$ . Es zeigt sich, dass der Einfluss der Verschiebung  $w_S$  bzw. die daraus resultierende initiale Vorspannkraft  $F_{V0}$  auf den Vorspannkraftverlust aufgrund der linearen Materialmodelle zu vernachlässigen ist (Größenordnung: 0,1 %). Daher wird für alle Berechnungen ein Wert von 0,025 mm verwendet. Die Verschiebung  $w_S$  wird während der viskoelastischen Simulationen konstant gehalten.

Für die quasi-elastischen Berechnung des Vorspannkraftverlustes werden unabhängige elastische Berechnungen mit den Relaxationsdaten der UD-Schicht zu den betrachteten Zeitpunkten  $t$  durchgeführt. Bei nicht isothermen Bedingungen mit  $\Delta T \neq 0$  werden die Relaxationsdaten der UD-Schicht anstelle der Zeit  $t$  mit der reduzierten Zeit  $\xi$  berechnet und mit diesen die elastische Berechnung der Vorspannkraft durchgeführt. Um die Vorspannkraftänderung infolge der Temperaturänderung  $\Delta T$  abzubilden, wird in der quasi-elastischen Berechnung eine Temperaturlast zusätzlich zur Verschiebung  $w_S$  aufgebracht.

#### 4.3.4 Analytisches Modell

Das linear elastische Kraft-Verformungsverhalten von metallischen Schraubenverbindungen kann nach VDI 2230 [19] mit einem eindimensionalen Feder-Ersatzmodell beschrieben werden. Dieser einfache Modellierungsansatz wird zur Berechnung der zeitabhängigen Vorspannkraft in CFK-Schraubenverbindungen unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen, viskoelastischen Materialeigenschaften „angewendet“ und mit dem FE-Modell aus dem vorangegangenen Abschnitt 4.3.3 verifiziert.

#### Elastisches Verformungsverhalten

Das elastische Kraft-Verformungsverhalten einer Schraubenverbindung kann durch die elastische Nachgiebigkeit der Schraube  $\delta_S$  und der Platte  $\delta_{P0}$  beschrieben werden. Im Allgemeinen sind diese definiert als:

$$\delta_S = \frac{l_S}{E_S A_S} \quad \text{und} \quad \delta_{P0} = \frac{h_P}{E_{Pz0} A_P}. \quad (4.11)$$

Hierin sind:

$l_S$	Länge der Schraube im mechanisch unbelasteten Zustand,
$h_P$	Dicke der Platte im mechanisch unbelasteten Zustand,
$E_S$	Elastizitätsmodul der Schraube,
$E_{Pz0}$	Elastizitätsmodul der Platte in Dickenrichtung,
$A_S$	Querschnittsfläche der Schraube und
$A_P$	Querschnittsfläche der Platte.

Die Schraubennachgiebigkeit  $\delta_S$  wird nach VDI 2230 [19] als eine Summe von Teilnachgiebigkeiten dargestellt. Für die Berechnung der elastischen Nachgiebigkeit  $\delta_{P0}$  der CFK-Platte wird die Anisotropie und Inhomogenität der CFK-Platte vernachlässigt und das in VDI 2230 für massive, metallische Schraubenverbindungen vorgeschlagene Modell des Ersatzverformungskegels verwendet.

Dreidimensionale FE-Analysen zeigen, dass sich bei unidirektionalen CFK-Laminaten aufgrund der hohen Anisotropie der Spannungs- und Verformungskörper ungleichmäßig in der Laminatenebene ausbildet. Im Gegensatz dazu bildet sich der Spannungs- und Verformungskörper bei multiaxialen CFK-Laminaten – insbesondere bei quasi-isotropen – gleichmäßiger aus, sodass bei diesen CFK-Laminaten eine gute Übereinstimmung der analytisch mit dem Modell des Ersatzverformungskegels ermittelten Plattennachgiebigkeit mit der realen Plattennachgiebigkeit erwartet wird.

### Isotherme Bedingungen

Infolge des betrachteten viskoelastischen Materialverhaltens der CFK-Platte nimmt die Nachgiebigkeit  $\delta_P$  der CFK-Platte im Betriebszustand  $t > 0$  zu. Daraus resultiert eine Änderung der elastischen Verformungen der Schraube und der CFK-Platte (vgl. Abbildung 4.19a). Es gilt die Kompatibilitätsbedingung hinsichtlich der Länge  $l_S$  der Schraube und der Dicke  $h_P$  der Platte:

$$l_S(t) = h_P(t) \quad \text{mit } t \geq 0 \quad (4.12)$$

und das Kräftegleichgewicht:

$$F_V(t) = F_S(t) = F_P(t) \quad \text{mit } t \geq 0. \quad (4.13)$$

Die Ausgangslängen und die Verformungen der Schraube und der CFK-Platte im Montage- und Betriebszustand sind in Abbildung 4.30 vereinfacht dargestellt. Die Montagevorspannkraft  $F_M$  bewirkt eine Längung der Schraube um  $f_{SM}$  und eine Verkürzung der Platte um  $f_{PM}$ . Es gilt:

$$h_P - l_S = f_{SM} + f_{PM}. \quad (4.14)$$

Für den Betriebszustand kann aus der Kompatibilitätsbedingung (4.12) eine ähnliche Beziehung angegeben werden:

$$l_S + f_S(t) = h_P - f_P(t). \quad (4.15)$$

Aus Gleichung (4.14) und (4.15) folgt:

$$f_{SM} + f_{PM} = f_S(t) + f_P(t) \quad \text{mit} \quad t \geq 0. \quad (4.16)$$

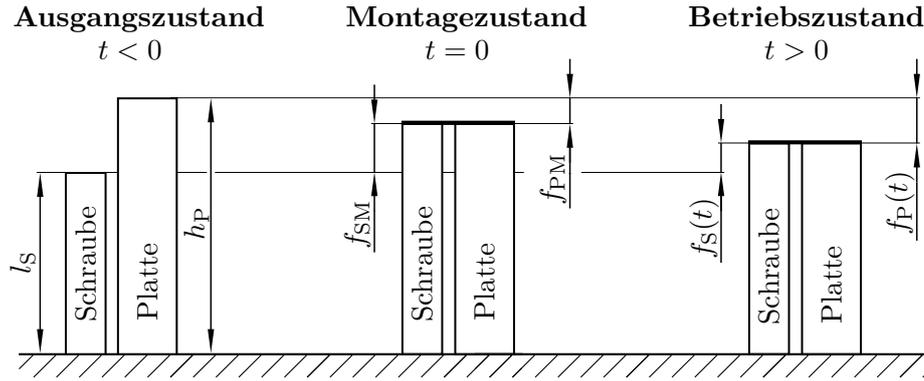


Abbildung 4.30: Vereinfachte, eindimensionale Darstellung der Verformungen einer Schraubenverbindung

Das elastische Materialgesetz der Schraube und das viskoelastische Materialgesetz der CFK-Platte nach Gleichung (3.9) sind:

$$\sigma_S(t) = E_S \varepsilon_S(t) \quad \text{mit} \quad \varepsilon_S(t) = \frac{f_S(t)}{l_S} \quad \text{und} \quad \sigma_S(t) = \frac{F_S(t)}{A_S}, \quad (4.17)$$

$$\sigma_P(t) = \int_{-0}^t E_{Pz}(t - \vartheta) \frac{d\varepsilon_P(\vartheta)}{d\vartheta} d\vartheta \quad \text{mit} \quad \varepsilon_P(t) = \frac{f_P(t)}{h_P} \quad \text{und} \quad \sigma_P(t) = \frac{F_P(t)}{A_P}. \quad (4.18)$$

Darin bezeichnet  $E_{Pz}(t)$  die Relaxationsfunktion der CFK-Platte in Dickenrichtung. Zur Berechnung der zeitabhängigen Vorspannkraft  $F_V(t)$  werden die Kompatibilitätsbedingung (4.16), das Kräftegleichgewicht (4.13) und die Werkstoffgesetze (4.17) und (4.18) in den Laplacebereich überführt:

$$F_S(s) = F_P(s) = F_V(s), \quad (4.19)$$

$$\frac{f_{SM}}{s} + \frac{f_{PM}}{s} = f_S(s) + f_P(s), \quad (4.20)$$

$$\sigma_S(s) = E_S \varepsilon_S(s) \quad \text{und} \quad (4.21)$$

$$\sigma_P(s) = s E_{Pz}(s) \varepsilon_P(s). \quad (4.22)$$

Auflösen der Gleichungen (4.19) bis (4.22) nach der Vorspannkraft  $F_V(s)$  liefert:

$$F_V(s) = \frac{F_M}{s} \frac{\frac{l_S}{E_S A_S} + \frac{h_P}{E_{Pz0} A_P}}{\frac{l_S}{E_S A_S} + \frac{h_P}{s E_{Pz}(s) A_P}}. \quad (4.23)$$

Mit der Definition der elastischen Nachgiebigkeiten (4.11) kann Gleichung (4.23) angegeben werden zu:

$$F_V(s) = \frac{F_M}{s} \frac{\delta_S + \delta_{P0}}{\delta_S + \delta_{P0} \frac{E_{Pz0}}{s E_{Pz}(s)}}. \quad (4.24)$$

Die Vorspannkraft  $F_V$  im Zeitbereich erhält man durch die Laplace-Rücktransformation:

$$F_V(t) = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{F_M}{s} \frac{\delta_S + \delta_{P0}}{\delta_S + \delta_{P0} \frac{E_{Pz0}}{s E_{Pz}(s)}} \right\}. \quad (4.25)$$

Gleichung (4.25) stellt die viskoelastisch exakte Lösung der zeitabhängigen Vorspannkraft einer Schraubenverbindung unter isothermen Bedingungen dar. Da die Rücktransformation in den Zeitbereich bei der Verwendung einer Relaxationsfunktion  $E_{Pz}(t)$  der CFK-Platte in Form einer Prony-Reihe (vgl. Abschnitt 3.2) mit mehreren Gliedern analytisch nicht gelöst werden kann, wird für die Rücktransformation ein bestehendes MATLAB Skript [86], welches einen numerischen Transformationsalgorithmus basierend auf dem Euler-Verfahren [87] zur Verfügung stellt, verwendet.

Die quasi-elastische Lösung (vgl. Abschnitt 3.5) der zeitabhängigen Vorspannkraft  $F_V(t)$  erhält man, indem das Materialgesetz der CFK-Platte angenommen wird zu:

$$\sigma_P(t) = E_{Pz}(t) \varepsilon_P(t) \quad (4.26)$$

und die Gleichungen (4.13) und (4.16)–(4.18) im Zeitbereich nach der Vorspannkraft  $F_V(t)$  aufgelöst werden:

$$F_V(t) = F_M \frac{\delta_S + \delta_{P0}}{\delta_S + \delta_{P0} \frac{E_{Pz0}}{E_{Pz}(t)}}. \quad (4.27)$$

Es sei angemerkt, dass Gleichung (4.24) auch direkt unter Verwendung des Korrespondenzprinzips (vgl. Abschnitt 3.4) aus der quasi-elastischen Lösung (4.27) gewonnen werden kann.

### Nicht isotherme Bedingungen

Wie später gezeigt wird (Abschnitt 4.3.5), stellt die quasi-elastische Lösung zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes durch Kriechen eine sehr gute Näherung der viskoelastisch exakten Lösung dar. Deshalb wird im Folgenden nur auf die quasi-elastische Lösung eingegangen.

Zur Herleitung der zeitabhängigen Vorspannkraft  $F_V(t)$  unter nicht isothermen Bedingungen wird zunächst die thermische Vorspannkraftänderung  $\Delta F_{Vth}$  für den elastischen Fall ermittelt. Dazu wird eine zeitlich konstante Temperaturänderung  $\Delta T = T_1 - T_0$  zu einem beliebigen Zeitpunkt  $t$  sprunghaft auf die Schraubenverbindung aufgebracht. Vor und nach der Temperaturänderung  $\Delta T$  muss die Kompatibilitätsbedingung (4.12) des verspannten Systems erfüllt sein. Daraus folgt:

$$f_S = f_P. \quad (4.28)$$

Die elastischen Werkstoffgesetze der Schraube und der CFK-Platte angeschrieben nach den Dehnungen lauten:

$$\varepsilon_S = \frac{\sigma_S}{E_S} + \alpha_{thS}\Delta T \quad \text{mit} \quad \varepsilon_S = \frac{f_S}{l_S} \quad \text{und} \quad \sigma_S = \frac{F_S}{A_S}, \quad (4.29)$$

$$\varepsilon_P = \frac{\sigma_P}{E_{Pz0}(T)} + \int_{T_0}^{T_1} \alpha_{thPz0}(\tilde{T})d\tilde{T} \quad \text{mit} \quad \varepsilon_P = \frac{f_P}{h_P} \quad \text{und} \quad \sigma_P = \frac{F_P}{A_P}. \quad (4.30)$$

Darin sind  $\alpha_{thPz0}$  der Wärmeausdehnungskoeffizient in Dickenrichtung der CFK-Platte und  $\alpha_{thS}$  der Wärmeausdehnungskoeffizient der Schraube.

Aus den Werkstoffgesetzen (4.29) und (4.30), dem Kräftegleichgewicht (4.13), der Kompatibilitätsbedingung (4.28) und der Definition der elastischen Nachgiebigkeiten (4.11) kann die thermische Vorspannkraftänderung  $\Delta F_{Vth}$  unter Annahme einer konstanten Klemmlänge  $l_K$  bestimmt werden:

$$\Delta F_{Vth} = \frac{\left( \int_{T_0}^{T_1} \alpha_{thPz0}(\tilde{T})d\tilde{T} - \alpha_{thS}\Delta T \right) l_K}{\delta_S + \delta_{P0} \frac{E_{Pz0}(T_0)}{E_{Pz0}(T_1)}}. \quad (4.31)$$

Die quasi-elastische Lösung erhält man durch Berücksichtigung der Zeitabhängigkeiten in der elastischen Lösung (4.31):

$$\Delta F_{Vth}(t, T) = \frac{\left( \int_{T_0}^{T(t)} \alpha_{thPz}(t, \tilde{T})d\tilde{T} - \alpha_{thS}\Delta T(t) \right) l_K}{\delta_S + \delta_{P0}(T_0) \frac{E_{Pz0}(T_0)}{E_{Pz}(t, T)}}. \quad (4.32)$$

Dabei ist  $T_0$  die Temperatur zum Zeitpunkt der Montage bei  $t=0$  mit dem zugehörigen Elastizitätsmodul  $E_{Pz0}$  und der elastischen Nachgiebigkeit  $\delta_{P0}$  der CFK-Platte. Wie aus dem Relaxationsverhalten der CFK-Platte hervorgeht (vgl. Abschnitt 4.3.2), ist die Temperaturabhängigkeit des Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{thPz0}$  der CFK-Platte unter der getroffenen Annahme  $\alpha_{thM} \neq f(T)$  vernachlässigbar gering. Damit kann Gleichung (4.32) unter Anwendung des ZTVP umgeformt werden zu:

$$\Delta F_{Vth}(t, T) = \frac{(\alpha_{thPz}(\xi_{thz}) - \alpha_{thS}) l_K \Delta T(t)}{\delta_S + \delta_{P0}(T_0) \frac{b_{T0} E_{Pz0}}{b_T(T) E_{Pz}(\xi_z)}} \quad \text{mit} \quad \xi = \int_0^t \frac{dt'}{a_T(T(t'))}. \quad (4.33)$$

Hierin sind:

- $b_T(T)$  vertikaler thermischer Verschiebungsfaktor der Relaxationsfunktion  $E_{Pz}(t, T)$ ,
- $\xi_z$  reduzierte Zeit der Relaxationsfunktion  $E_{Pz}(t, T)$  und
- $\xi_{thz}$  reduzierte Zeit der Kriechfunktion  $\alpha_{thPz}(t, T)$ .

Die Berechnung der reduzierten Zeit  $\xi$  bei zeitlich veränderlichen Temperaturen  $T(t)$  erfolgt im Rahmen der vorliegenden Arbeit näherungsweise nach der Trapezregel [88] aus den  $n$ -Stützpunkten  $(t_i, T_i)$  bzw. Messpunkten des Temperaturverlaufes  $T(t)$ :

$$\xi = \int_0^t \frac{dt'}{a_T(T(t'))} \approx \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} \left( \frac{1}{a_T(T_{i-1})} + \frac{1}{a_T(T_i)} \right) (t_i - t_{i-1}). \quad (4.34)$$

Aus Gleichung (4.33) geht hervor, dass sowohl die Nachgiebigkeit  $\delta_P(t, T)$  als auch die Kriechfunktion  $\alpha_{thPz}(\xi_{thz})$  des Wärmeausdehnungskoeffizienten in Dickenrichtung der CFK-Platte die thermische Vorspannkraftänderung  $\Delta F_{Vth}$  beeinflussen.

Die gesamte Vorspannkraft  $F_V(t)$  setzt sich aus der viskoelastischen Vorspannkraft nach Gleichung (4.27) und der thermischen Vorspannkraftänderung (4.32) unter Berücksichtigung der Zeit-Temperatur-Verschiebungsbeziehungen zusammen:

$$F_V(t, T) = F_M \frac{\delta_S + \delta_{P0}(T_0)}{\delta_S + \delta_{P0}(T_0) \frac{b_{T0} E_{Pz0}}{b_T(T) E_{Pz}(\xi_z)}} + \frac{(\alpha_{thPz}(\xi_{thz}) - \alpha_{thS}) l_K \Delta T(t)}{\delta_S + \delta_{P0}(T_0) \frac{b_{T0} E_{Pz0}}{b_T(T) E_{Pz}(\xi_z)}} \quad (4.35)$$

mit  $\xi = \int_0^t \frac{dt'}{a_T(T(t'))}$ .

## Verifikation

Das analytische Modell wird anhand von FE-Berechnungen mit dem Verifikationsmodell (Modell 1) aus Abschnitt 4.3.3 verifiziert. Dazu werden nach Abschnitt 4.3.2 die Materialfunktionen der UD-Schicht  $C_{ij}(t, T)$  und  $\alpha_{thi}(t, T)$  für die FE-Berechnung und die des

Laminates  $E_z(t, T)$  und  $\alpha_{thz}(t, T)$  für die analytische Berechnung bei  $\varphi_F = 50\%$  verwendet. Wie in Abbildung 4.31 dargestellt, werden zwei Szenarien betrachtet:

1. isotherme Bedingung:  $T = 23,9^\circ\text{C}$ ,
2. nicht isotherme Bedingung: Aufheizen von  $23,9^\circ\text{C}$  auf  $70^\circ\text{C}$  und Abkühlen.

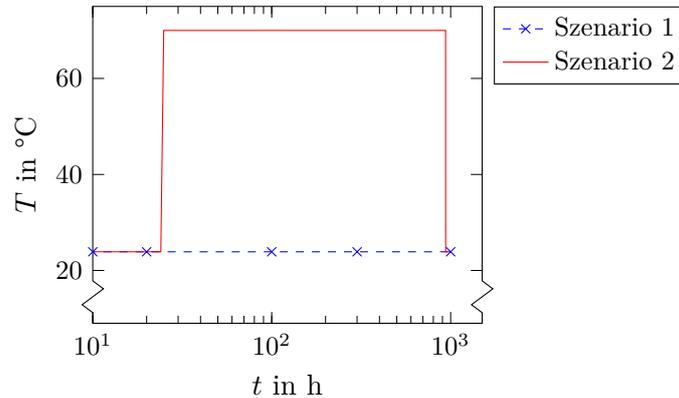
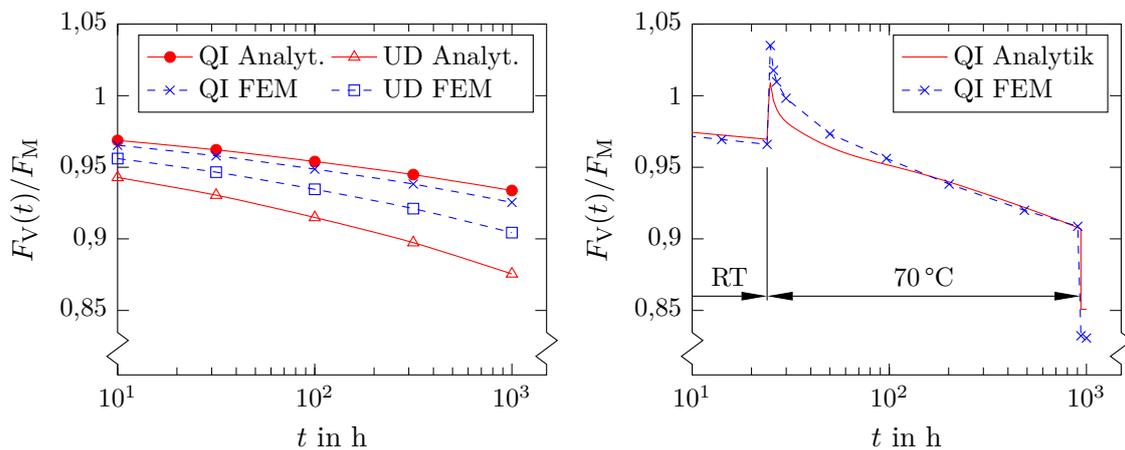


Abbildung 4.31: Temperaturprofile zur Verifikation des analytischen Modells

Die berechneten Vorspannkraftverluste der zwei Szenarien sind in Abbildung 4.32 dargestellt. Wie aus Abbildung 4.32a hervorgeht, zeigt sich im Szenario 1 bei einem quasi-isotropen CF-EP-Laminat (QI) mit einer relativen Abweichung von weniger als 1% eine hohe Übereinstimmung zwischen analytischer und numerischer Berechnung. Im Gegensatz dazu wird bei einem unidirektionalen CF-EP-Laminat (UD) die Vorspannkraft vom analytischen Modell unterschätzt, und es treten größere Abweichungen auf (3,2% nach 1000 h). Dies



(a) Szenario 1:  $T = 23,9^\circ\text{C}$

(b) Szenario 2:  $T = 70^\circ\text{C}$  (RT =  $23,9^\circ\text{C}$ )

Abbildung 4.32: Verifikation des analytischen Modells, M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP-Laminaten (QI:  $[0/90/+45/-45]_s$ , UD:  $[0]_{4s}$ ,  $\varphi_F = 50\%$ ,  $h_P = 4\text{ mm}$ ),  $F_M = 10\text{ kN}$

ist im Wesentlichen auf die Vernachlässigung der Anisotropie des CFK-Laminates bei der Berechnung der elastischen Plattennachgiebigkeit  $\delta_{P0}$  und die Vernachlässigung des dreidimensionalen Spannungszustandes der CFK-Platte zurückzuführen.

Unter den nicht isothermen Bedingungen im Szenario 2 entstehen bei dem quasi-isotropen CF-EP-Laminat (QI) im Vergleich zu den isothermen Bedingungen im Szenario 1 teilweise größere Abweichungen zwischen Analytik und FEM (vgl. Abbildung 4.32b). Dies betrifft das Aufheizen und den nachfolgenden Zeitbereich bis  $t = 100$  h sowie das Abkühlen. Es zeigt sich, dass die thermische Vorspannkraftänderung von dem eindimensionalen analytischen Modell nicht exakt wiedergegeben wird. Bei der erhöhten Temperatur von  $70^\circ\text{C}$  liegt im Zeitbereich von 100 h und ca. 1000 h eine hohe Übereinstimmung zwischen analytischer und numerischer Vorspannkraftberechnung vor. Über den gesamten Zeitbereich betrachtet, zeigt sich unter Berücksichtigung der getroffenen Modellannahmen eine akzeptable Vorhersagegenauigkeit des analytischen Modells.

### 4.3.5 Ergebnisse

Im Folgenden wird der Einfluss der quasi-elastischen Lösung, des Faservolumengehaltes, Lagenaufbaus und der Laminatdicke auf den Vorspannkraftverlust untersucht sowie die Vorspannkraftmessungen nachgerechnet. Dazu werden die Materialparameter der CFK-Platte aus Abschnitt 4.3.2 bzw. Anhang C verwendet.

#### Quasi-elastisch vs. viskoelastisch

Zum Vergleich zwischen quasi-elastischer und viskoelastischer Lösung wird die Vorspannkraft einer M8 Schraubenverbindung bei  $23,9^\circ\text{C}$  und  $71,1^\circ\text{C}$  mit dem analytischen Modell und dem FE-Modell unter Verwendung der Usermat-Subroutine (vgl. Abschnitt 4.3.3)

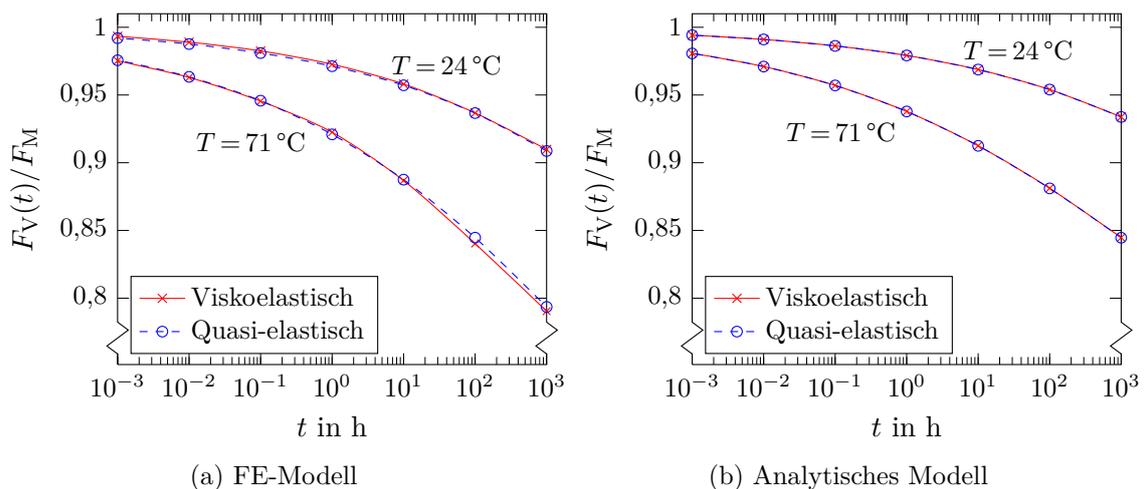
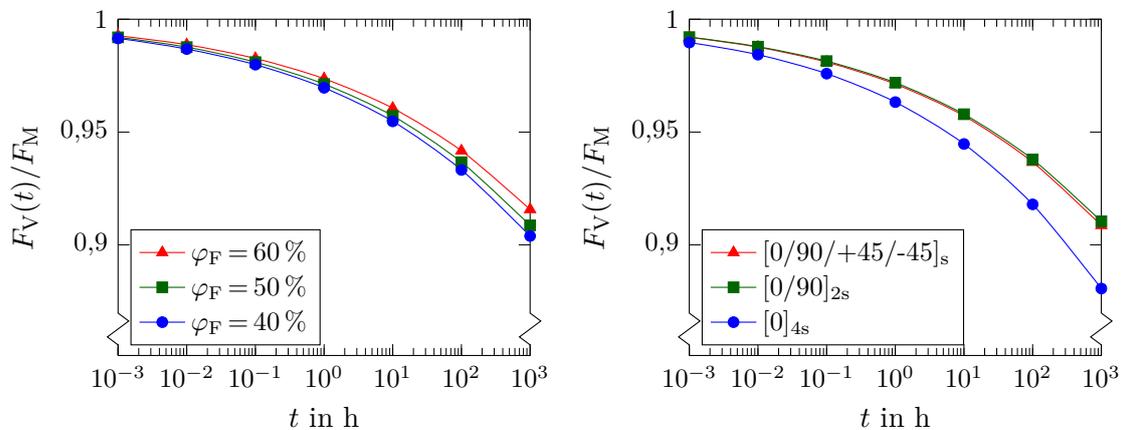


Abbildung 4.33: Quasi- und viskoelastische Vorspannkraftberechnung, M8 Schraubenverbindung mit  $[0/90/+45/-45]_s$  CF-EP-Laminaten ( $\varphi_F = 50\%$ ,  $h_P = 4$  mm)

berechnet, Abbildung 4.33. Die maximale relative Abweichung zwischen quasi-elastischer und viskoelastischer Lösung in der FE-Berechnung beträgt: 0,2 % (23,9 °C) und 0,5 % (71,1 °C) sowie in der analytischen Berechnung: 0,01 % (23,9 °C) und 0,02 % (71,1 °C). Es zeigt sich somit eine sehr hohe Übereinstimmung. Aufgrund der hohen Genauigkeit der quasi-elastischen Lösung und des geringeren Rechenaufwandes, wird für alle weiteren Berechnungen ausschließlich die quasi-elastische Lösung verwendet.

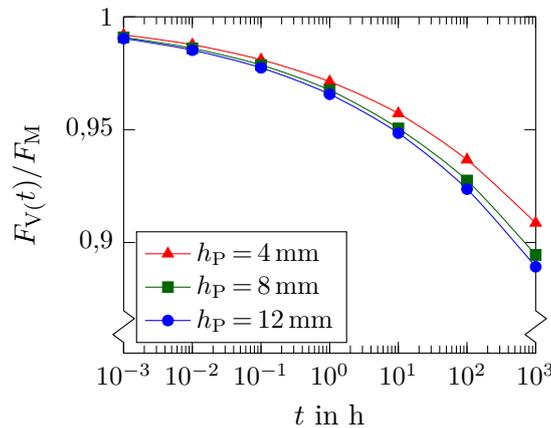
### Einfluss des Faservolumengehaltes, Lagenaufbaus und der Laminatdicke

In Abbildung 4.34 ist der Einfluss des Faservolumengehaltes  $\varphi_F$ , des Lagenaufbaus und der Laminatdicke  $h_P$  auf die numerisch berechnete Vorspannkraft  $F_V(t)$  einer M8 Schraubenverbindung dargestellt (Modell 1 nach Abbildung 4.29).



(a) Lagenaufbau:  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $h_P = 4$  mm

(b)  $\varphi_F = 50$  %,  $h_P = 4$  mm



(c) Lagenaufbau:  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $\varphi_F = 50$  %

Abbildung 4.34: Einfluss des Faservolumengehaltes  $\varphi_F$ , des Lagenaufbaus und der Laminatdicke  $h_P$  auf die Vorspannkraft  $F_V$  einer M8 Schraubenverbindung mit einem CF-EP-Laminat,  $T = 23,9$  °C

Die FE-Analysen zeigen, dass aufgrund des günstigeren Relaxationsverhaltens des CF-EP-Laminates bei erhöhten Faservolumengehalten der Vorspannkraftverlust mit zunehmendem Faservolumengehalt abnimmt (vgl. Abbildung 4.34a). Eine Zunahme des Faservolumen- gehaltenes von 40 % auf 60 % reduziert den Vorspannkraftverlust nach 1000 h von 9,6 % auf 8,4 %. Der Einfluss des Faservolumen- gehaltenes ist damit als vergleichsweise gering zu bewerten, da auch bei erhöhten Faservolumen- gehaltenes die in Dickenrichtung des CF-EP-Laminates wirkende Vorspannkraft zum überwiegenden Teil von der viskoelastischen Matrix anstatt von den elastischen Fasern übertragen wird.

Wie aus Abbildung 4.34b hervorgeht, entsteht bei dem quasi-isotropen  $[0/90/+45/-45]_s$  und biaxialen  $[0/90]_{2s}$  CF-EP-Laminat ein nahezu identischer Vorspannkraftverlust von 9,2 % bzw. 9,0 % nach 1000 h. Dies ist im Wesentlichen auf die identischen Relaxations- funktionen  $E_{P_z}(t, T)$  beider CF-EP-Laminat zurückzuführen. Bei dem unidirektionalen  $[0]_{4s}$  CF-EP-Laminat entsteht ein größerer Vorspannkraftverlust (11,9 % nach 1000 h) gegenüber dem biaxialen bzw. quasi-isotropen CF-EP-Laminat, da das Kriechen in der Laminatenebene senkrecht zu den Fasern nicht behindert wird.

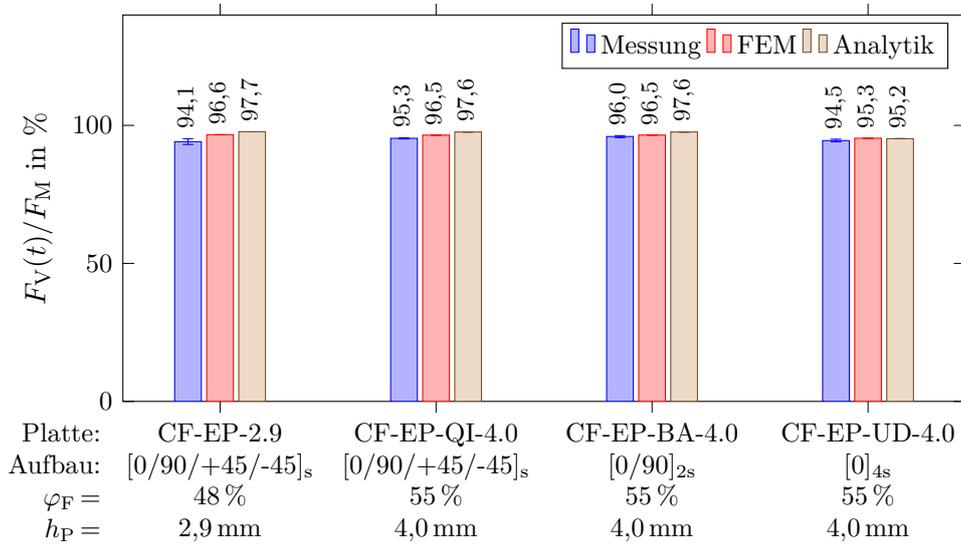
Es zeigt sich, dass mit abnehmender Laminatdicke  $h_P$  der Vorspannkraftverlust durch Kriechen abnimmt (vgl. Abbildung 4.34c). Der Vorspannkraftverlust beträgt nach 1000 h in Abhängigkeit der Laminatdicke  $h_P$ : 9,2 % (4 mm), 10,6 % (8 mm) und 11,1 % (12 mm). Da die Relaxationsfunktionen des CF-EP-Laminates unabhängig von der Laminatdicke sind, ist die Abnahme des Vorspannkraftverlustes mit der Laminatdicke auf das unterschiedliche elastische Nachgiebigkeitsverhältnis  $\delta_S/\delta_P$  der Schraubenverbindung bei den unterschiedlichen Klemmlängen zurückzuführen. Zu beachten ist jedoch, dass der Setzkraftverlust im Allgemeinen mit abnehmender Klemmlänge der Schraubenverbindung zunimmt.

### Vergleich der Berechnungen mit den Vorspannkraftmessungen

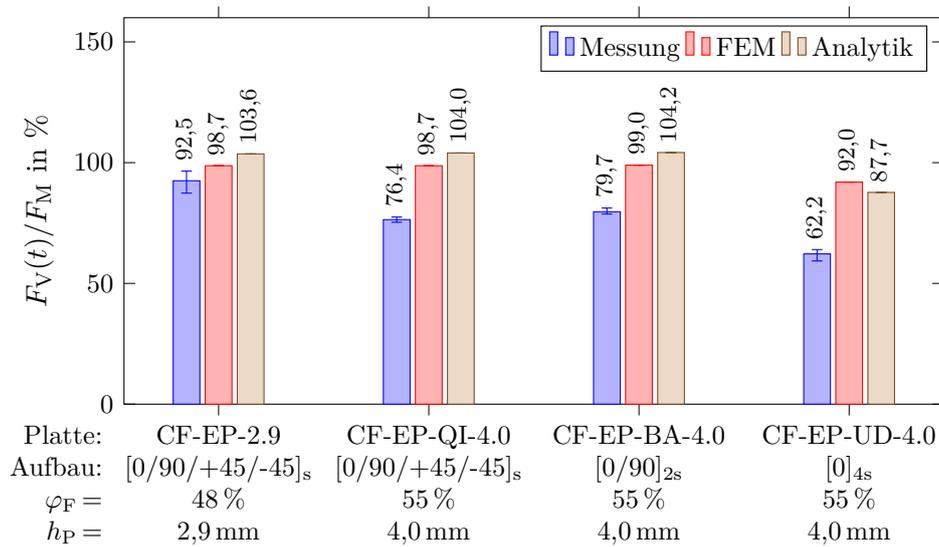
Die experimentell untersuchten CF-EP-Schraubenverbindungen mit den DMS-Schrauben (Aufbau 1 in Abbildung 4.1) werden mit dem FE-Modell (Modell 2 in Abbildung 4.29) und dem analytischen Modell aus Abschnitt 4.3.4 nachgerechnet. Dazu werden die gemessenen Temperaturen der Schraubenverbindungen verwendet. Bei den Versuchen unter Raumtemperatur wird mit einer konstanten Temperatur gerechnet. Da in den Vorspannkraftberechnungen Setzkraftverluste nicht berücksichtigt werden, wird zum Vergleich zwischen Berechnung und Versuch der gemessene Vorspannkraftverlust nach 24 h von den gemessenen Vorspannkraftverlusten subtrahiert.

In Abbildung 4.35 sind die Vorspannkraft  $F_V$  nach 20 Tagen bei Raumtemperatur und erhöhter Temperatur von 70 °C (Erwärmung nach der Montage) für die vier betrachteten CF-EP-Schraubenverbindungen dargestellt. Bei Raumtemperatur zeigt sich mit einer relativen Abweichung von maximal 2,6 % eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuch (vgl. Abbildung 4.35a). Im Gegensatz dazu nehmen bei 70 °C die Unterschiede zwischen Berechnung und Messung zu (vgl. Abbildung 4.35b). Während bei dem dünneren quasi-isotropen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) eine vergleichsweise geringe Abweichung von 6,7 % zwischen FEM und Versuch vorliegt, entsteht bei dem dickeren quasi-isotropen CF-EP-Laminat (CF-EP-QI-4.0) und dem biaxialen CF-EP-Laminat (CF-EP-BA-4.0)

eine größere Abweichung von 23,5%. Bei dem unidirektionalen CF-EP-Laminat (CF-EP-UD-4.0) ist ebenfalls eine größere Abweichung von 47,9% zu verzeichnen. Es zeigt sich somit, dass das temperaturabhängige Kriechverhalten insbesondere der dickeren CF-EP-Lamine mit den Matrix-Kriechdaten aus der Literatur [79] nur unzureichend beschrieben werden kann. Daher werden im nachfolgenden Abschnitt 4.4 theoretische Auslegungskriechfunktionen aus den Vorspannkraftmessdaten berechnet.



(a) Raumtemperatur (ca. 21 °C)



(b) Montage bei Raumtemperatur und anschließende Erwärmung auf 70 °C

Abbildung 4.35: Vorspannkraft  $F_V$  der M8 Schraubenverbindungen nach 20 Tagen in Abhängigkeit des CF-EP-Laminates, Berechnungen mit EP-Kriechdaten aus der Literatur [79], Messungen: Mittelwerte mit min./max. Abweichung ohne Setzkraftverluste

## 4.4 Theoretische Auslegungskriechfunktionen

Um den temperaturabhängigen Vorspannkraftverlust durch Kriechen zuverlässig vorherzusagen zu können, werden aus den Vorspannkraftmessungen (Abschnitt 4.1) mit dem analytischen Modell (Abschnitt 4.3.4) theoretische Auslegungskriechfunktionen für das quasi-isotrope  $[0/90/+45/-45]_s$  CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) ermittelt. Dazu wird angenommen, dass

- der Einfluss von thermisch rheologisch komplexen Materialverhalten auf den Vorspannkraftverlust durch Kriechen vernachlässigt ( $b_T = 1$ ,  $\xi = \xi_z = \xi_{thz}$ ),
- die Kriechfunktion  $J_{Pz}(\xi)$  des CF-EP-Laminates in Dickenrichtung mit der Potenzfunktion nach Findley (3.7) beschrieben und
- die Zeitabhängigkeit des Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{thPz}(\xi)$  vernachlässigt werden kann ( $\alpha_{thPz}(\xi) = \alpha_{thPz}$ ).

Unter Berücksichtigung der elastischen Nachgiebigkeit  $\delta_U$  der (Unterleg-)Scheiben und deren Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{thU}$  gilt somit nach Gleichung (4.35):

$$\frac{F_V(t, T)}{F_M} = \frac{\delta_S + 2\delta_U + \delta_{P0}}{\delta_S + 2\delta_U + \delta_{P0} \frac{E_{Pz0}}{E_{Pz}(\xi)}} + \frac{1}{F_M} \frac{(\alpha_{thPz} h_P + 2\alpha_{thU} l_U - \alpha_{thS} l_K) \Delta T(t)}{\delta_S + 2\delta_U + \delta_{P0} \frac{E_{Pz0}}{E_{Pz}(\xi)}} \quad (4.36)$$

mit  $E_{Pz}(\xi) = \frac{1}{J_{P0z} + J_{P1z} \xi^{n_{Pz}}}$  und  $J_{Pz0} = \frac{1}{E_{Pz0}}$ .

Das Ziel ist die Bestimmung der Kriechparameter  $J_{P1z}$ ,  $n_{Pz}$ , des Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{thPz}$  und der Aktivierungsenergie  $\Delta H$  aus den Vorspannkraftmessdaten. Setzkraftverluste werden, wie in Abschnitt 4.3.5 beschrieben, von den gemessenen Vorspannkraftverlusten subtrahiert. Die relevanten Eigenschaften der betrachteten M8 Schraubenverbindung sind Tabelle 4.15 zu entnehmen. Der Elastizitätsmodul  $E_{P0z}$  in Dickenrichtung des CF-EP-Laminates wird aus den Faserdaten in Tabelle 4.10 und den Matrixdaten:  $E_{M0} = 3500$  MPa und  $\nu_{M0} = 0,35$  bestimmt.

Tabelle 4.15: Eigenschaften der untersuchten M8 Schraubenverbindung: Elastizitätsmodul  $E_z$ , Länge  $l$  bzw. Dicke  $h$ , elastische Nachgiebigkeit  $\delta$  und Wärmeausdehnungskoeffizient  $\alpha_{thz}$

Bauteil	Werkstoff	$E_z$ MPa	$l$ bzw. $h$ mm	$\delta$ mm/N	$\alpha_{thz}$ 1/K
M8 Schraube (S)	Stahl	210 000	40,0	$3,276 \cdot 10^{-6}$	$11 \cdot 10^{-6}$
Platte (P)	CF-EP-2.9	8837	2,9	$2,028 \cdot 10^{-6}$	-
Scheibe (U)	Stahl	210 000	8,0	$3,867 \cdot 10^{-7}$	$11 \cdot 10^{-6}$

Zur Parameterbestimmung werden zwei nichtlineare curve fittings nach der Methode der kleinsten Quadrate [81, 82] in MATLAB durchgeführt. Das Vorgehen ist:

1. Ermittlung der Kriechparameter  $J_{P_{1z}}$  und  $n_{P_z}$  aus den gemittelten Vorspannkraftmessungen mit  $F_M = 10$  kN bei Raumtemperatur (vgl. Abbildung 4.4), isotherme Bedingungen:  $\Delta T = 0$ ,  $\xi = t$ ,  $T_R = 21,1$  °C,
2. Ermittlung der Aktivierungsenergie  $\Delta H$  des CF-EP-Laminates nach der Arrhenius-Gleichung (3.24) ( $T < T_g = 126$  °C) und des Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{thP_z}$  des CF-EP-Laminates aus den gemittelten Vorspannkraftmessungen mit  $F_M = 10$  kN bei erhöhter Prüftemperatur von 50 °C und 70 °C (vgl. Abbildung 4.5) und den zuvor bestimmten Kriechparameter  $J_{P_{1z}}$  und  $n_{P_z}$ .

In Abbildung 4.36 und Tabelle 4.16 sind die Ergebnisse der curve fittings dargestellt. Es ist erkennbar, dass bei Raumtemperatur die gemessene Vorspannkraft mit dem analytischen Modell und dem Potenzansatz der Kriechfunktion über einen weiten Zeitbereich von ca. 50 h bis 2300 h gut beschrieben werden kann. Zu Beginn der Messung bis ca. 50 h wird die Vorspannkraft aufgrund der geringen Änderung der gemessenen Vorspannkraft vom analytischen Modell unterschätzt. Bei erhöhter Prüftemperatur zeigt sich, dass nach dem Aufheizen das analytische Modell mit dem ZTVP die gemessene Vorspannkraft (Kraftmaxima in Abbildung 4.36 rechts) gut wiedergibt. Während des Aufheizens wird die Vorspannkraft vom analytischen Modell unterschätzt. Dies ist im Wesentlichen dem instationären Aufheizvorgang geschuldet, bei dem die Laminattemperatur im Klemmbereich der Schraube nicht gemessen werden konnte.

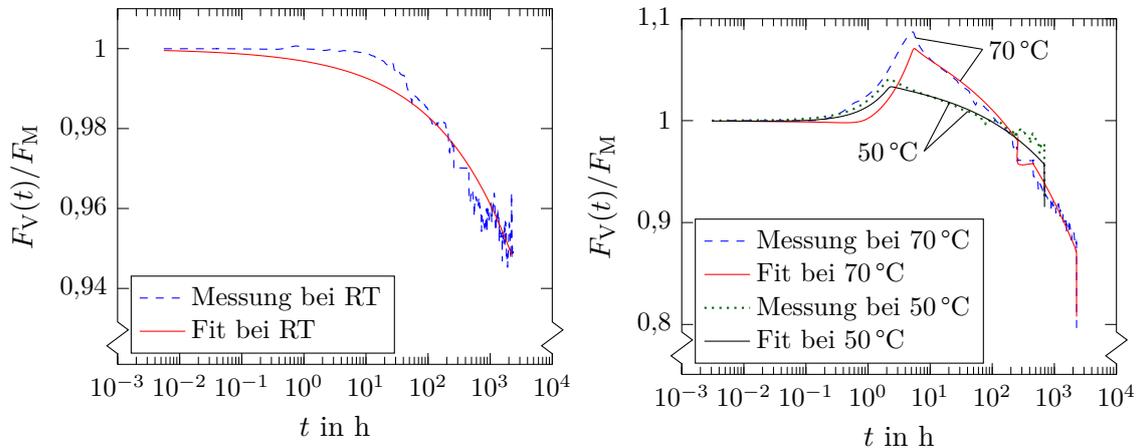


Abbildung 4.36: Fit des analytischen Modells bei RT (links) und erhöhter Temperatur (rechts) an die gemittelten Vorspannkraftmessungen der M8 Schraubenverbindungen mit quasi-isotropen CF-EP-Laminaten (CF-EP-2.9)

Die ermittelte Aktivierungsenergie (73,39 kJ/mol) des CF-EP-Laminates ist geringer als die in Abschnitt 4.3.2 berechnete Aktivierungsenergie (112,66 kJ/mol). Dies zeigt, dass das CF-EP-Laminat eine höhere Temperaturabhängigkeit des Kriechverhaltens aufweist

als das mit Matrix-Kriechdaten aus der Literatur vorhergesagte Kriechverhalten. Der Wärmeausdehnungskoeffizient  $\alpha_{\text{th}P_z}$  des CF-EP-Laminates zeigt mit  $50,4 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$  eine gute Übereinstimmung zum theoretischen Wert von  $48,9 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ . Weitere Untersuchungen mit Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit des Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{\text{th}P_z}$  ergeben, dass die Übereinstimmung zwischen der analytisch berechneten und der gemessenen Vorspannkraft im Mittel über die gesamte Versuchszeit nicht erhöht werden kann.

Tabelle 4.16: Gefittete Werkstoffparameter des quasi-isotropen CF-EP-Laminates (CF-EP-2.9,  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $\varphi_F = 48 \%$ )

$J_{P1z}$ MPa $^{-1}$ h $^{-n}$	$n_{Pz}$	$\Delta H$ kJ/mol	$\alpha_{\text{th}P_z}$ 1/K
$1,070 \cdot 10^{-6}$	0,369	73,39	$50,4 \cdot 10^{-6}$

Die Ergebnisse zeigen, dass mit dem analytischen Modell und den gefitteten Kriechparametern temperaturabhängige Vorspannkraftverluste durch Kriechen und thermische Vorspannkraftänderungen unter Berücksichtigung von Streuungen der Vorspannkraftmessungen mit einer akzeptablen Genauigkeit vorhergesagt werden können. Bei den ermittelten Parametern in Tabelle 4.16 ist zu beachten, dass diese nur für das untersuchte CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9,  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $\varphi_F = 48 \%$ ) gültig sind. Eine Umrechnung der Parameter auf andere Faservolumenanteile bzw. Lagenaufbauten ist theoretisch mit der 3D-Laminattheorie [83] oder RVE denkbar.

## 4.5 Zusammenfassung

Die experimentellen, numerischen und analytischen Untersuchungen des Vorspannkraftverlustes durch Setzen und Kriechen in M8 Schraubenverbindungen mit CFK-Laminaten ergeben:

### Messungen

- Der Matrixwerkstoff zeigt einen signifikanten Einfluss auf den Vorspannkraftverlust. Bei Raumtemperatur ist der Vorspannkraftverlust bei dem quasi-isotropen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9: 9,0 % nach 22 Tagen) vergleichbar mit dem einer äquivalenten Stahl-Schraubenverbindung (5,5 % nach 22 Tagen). Bei dem thermoplastischen CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0) entsteht nach derselben Zeit ein um dreimal größerer Vorspannkraftverlust (27,4 %) gegenüber dem duroplastischen CF-EP-Laminat.
- Die Prüftemperatur zeigt einen deutlichen Einfluss auf die Vorspannkraft und den Vorspannkraftverlust. Das Erwärmen der bei Raumtemperatur montierten CF-EP- und CF-PA6-Schraubenverbindungen auf eine konstante Prüftemperatur von 50 °C bzw. 70 °C führt zu einer Zunahme der Vorspannkraft aufgrund unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten und zum anderen nach Beendigung

des Aufheizvorganges zu einer größeren Verlustrate gegenüber Raumtemperatur. Dadurch nimmt der Vorspannkraftverlust zu (CF-EP-2.9: 12,7 %, CF-PA6-3.0: 43,1 % nach 22 Tagen). Bei der wechselnden Prüftemperatur zwischen  $-10^{\circ}\text{C}$  und  $70^{\circ}\text{C}$  entstehen gegenüber einer konstanten Prüftemperatur von  $70^{\circ}\text{C}$  keine erhöhten Verlustraten und Vorspannkraftverluste.

- Der Einfluss des Lagenaufbaus: quasi-isotrop (QI), biaxial (BA) und unidirektional (UD) auf den Vorspannkraftverlust ist bei Raumtemperatur gering (QI/BA: 10,5 % und UD: 12,0 % nach ca. 56 Tagen). Bei erhöhter Temperatur von  $70^{\circ}\text{C}$  entsteht bei dem unidirektionalen CF-EP-Laminat mit 46,6 % (nach ca. 56 Tagen) ein größerer Vorspannkraftverlust gegenüber dem biaxialen bzw. quasi-isotropen CF-EP-Laminat (BA: 33,7 %, QI: 38,0 %).
- Der Einfluss der Montagevorspannkraft (5 kN, 10 kN und 15 kN) auf den Vorspannkraftverlust ist abhängig vom Matrixwerkstoff und der Temperatur. Bei dem duroplastischen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) zeigt sich bei Raumtemperatur ein sehr geringer Einfluss der Montagevorspannkraft auf den Vorspannkraftverlust (5 kN: 10,1 %, 10 kN: 9,3 % und 15 kN: 8,7 % nach ca. 21 Tagen) und bei  $70^{\circ}\text{C}$  mit den Montagevorspannkraften von 10 kN und 15 kN eine ähnliche Verlustrate der Vorspannkraft. Bei dem thermoplastischen CF-EP-Laminat (CF-PA6-3.0) nimmt der Vorspannkraftverlust sowohl bei Raumtemperatur als auch bei  $70^{\circ}\text{C}$  mit steigender Montagevorspannkraft ab (RT: von 27,2 % bei 5 kN auf 16,4 % bei 15 kN,  $70^{\circ}\text{C}$ : von 58,9 % bei 5 kN auf 29,4 % bei 15 kN nach 7 Tagen).
- Anhand von Schliiffbildaufnahmen und Messungen der Eindrücktiefen nach den Vorspannkraftmessungen kann bei dem CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) auf ein überwiegend reversibles und bei dem CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0) auf ein überwiegend irreversibles zeitabhängiges Verformungsverhalten in Dickenrichtung geschlossen werden.
- Mit zunehmender Anzahl (0-3) der inneren CF-EP/CF-EP-Trennfugen nimmt der Vorspannkraftverlust zu. Dies geht aus den Gesamtsetzbeträgen der Schraubenverbindungen unterschiedlicher Trennfugenanzahlen, die aus dem gemessenen Vorspannkraftverlust nach 24 h ermittelt wurden, hervor. Aus den Gesamtsetzbeträgen wird ein Setzbetrag pro CF-EP-Trennfuge von  $1,7\ \mu\text{m}$  ermittelt ( $R_Z = 2,879\ \mu\text{m}$ ).
- Durch eine Warm-Montage und anschließendem Nachziehen kann der Vorspannkraftverlust durch Kriechen um 44 % (CF-PA6-3.0) bzw. 90 % (CF-EP-2.9) und die Verlustrate der Vorspannkraft um 18 % (CF-PA6-3.0) bzw. 36 % (CF-EP-2.9) gegenüber einer herkömmlichen Montage reduziert werden. Es zeigt sich, dass auf eine ausreichend hohe Temperatur der CFK-Platten während und nach der Montage zu achten ist.

### Berechnungen (FEM/analytisch)

- Die temperaturabhängigen Relaxationsfunktionen der CF-EP-Lamine und deren UD-Schichten werden mit RVE aus Literaturwerten ermittelt. Dabei zeigt sich,

dass die Temperaturabhängigkeit mit dem ZTVP und der Arrhenius-Gleichung sowie einer linearen vertikalen Verschiebungsfunktion sehr gut beschrieben werden kann. Erwartungsgemäß verschlechtert sich das Relaxationsverhalten bei erhöhter Temperatur und abnehmenden Faservolumengehalt. Aufgrund des Relaxierens der EP-Matrix nimmt der Wärmeausdehnungskoeffizient in Dickenrichtung der UD-Schicht und des CF-EP-Laminates mit der Zeit zu.

- Zur Vorhersage des Vorspannkraftverlustes wird ein eindimensionales, thermoviskoelastisches Modell basierend auf dem elastischen Kraft-Verformungsverhalten einer Schraubenverbindung nach VDI 2230 [19] entwickelt. Die Verifikation mit dreidimensionalen FE-Simulationen zeigt bei multiaxialen CF-EP-Laminaten und isothermen Bedingungen eine hohe und bei nicht isothermen Bedingungen eine akzeptable Vorhersagegenauigkeit.
- Aus FE-Analysen geht hervor, dass der Vorspannkraftverlust durch Kriechen mit zunehmendem Faservolumengehalt und abnehmender Laminatdicke abnimmt. Es zeigt sich, dass bei einem quasi-isotropen  $[0/90/+45/-45]_s$  und biaxialen  $[0/90]_{2s}$  CF-EP-Laminat ein geringerer Vorspannkraftverlust als bei einem unidirektionalen  $[0]_{4s}$  CF-EP-Laminat entsteht.
- Die quasi-elastische Lösung stellt zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes infolge von Kriechen eine sehr gute Näherung der viskoelastisch exakten Lösung mit deutlich geringerem Rechenaufwand dar.
- Der Vergleich der berechneten mit den gemessenen Vorspannkraftverlusten zeigt bei Raumtemperatur (ca. 21 °C) eine geringe Abweichung von 2,6 %. Bei erhöhter Temperatur von 70 °C werden die Vorspannkraftverluste von den Vorhersagemodellen zum Teil um bis zu 48 % unterschätzt. Es zeigt sich, dass das temperaturabhängige Relaxationsverhalten der verwendeten CF-EP-Laminat nicht mit den temperaturabhängigen Matrix-Kriechdaten aus der Literatur beschrieben werden kann.
- Aus den Vorspannkraftmessungen mit dem quasi-isotropen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) werden mit dem analytischen Modell theoretische Auslegungskriechfunktionen ermittelt. Dabei zeigt sich, dass mit der Kriechfunktion in Form einer Potenzfunktion und dem ZTVP die gemessene Vorspannkraft mit einer akzeptablen Genauigkeit wiedergegeben werden kann. Die ermittelten Parameter sind:  $J_{P1z} = 1,070 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^2/\text{N}$ ,  $n_{Pz} = 0,369$ ,  $\Delta H = 73,39 \text{ kJ/mol}$  und  $\alpha_{thPz} = 50,4 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ .

# 5 Reibschlüssige Lastübertragung in doppelschnittigen Schraubenverbindungen

Die reibschlüssige Lastübertragung wird numerisch, analytisch und experimentell anhand von doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP- und Metall-Fügeteilen untersucht. Im Vordergrund steht die Ermittlung der effektiven Haftreibungskoeffizienten und das Verhalten der doppelschnittigen Schraubenverbindung bei zug-schwellender Belastung in Abhängigkeit der Fügeteilpaarung bzw. des Lagenaufbaus, der Reibungsbedingung, der Temperatur und des Verschleißes. Die Ergebnisse wurden zum Teil bereits in [4, 89, 90] vorgestellt und werden um weitere Aspekte, wie z.B. CF-EP/Metall-Paarungen, ergänzt. Den Ausgangspunkt bilden Haftreibungsversuche, aus denen die Haftreibungskoeffizienten für die Berechnungsmodelle gewonnen werden.

## 5.1 Haftreibungsversuche

Im Rahmen von Haftreibungsversuchen werden die Haftreibungskoeffizienten verschiedener CFK/Metall- und CFK/CFK-Paarungen in Anlehnung an DIN EN ISO 8295 [91] ermittelt, Tabelle 5.1. Dabei gilt es den Einfluss der Kunststoffmatrix (EP, PA6) und einen möglichen Einfluss der Faserorientierung bzw. des Lagenaufbaus (unidirektional, biaxial) zu identifizieren. Da ein Temperatureinfluss im vorgesehenen Einsatzbereich der CFK-Schraubenverbindungen nicht ausgeschlossen werden kann, werden die Messungen bei Raumtemperatur (RT) und 80 °C durchgeführt. Für jede Paarung sind drei Messungen vorgesehen. Daraus ergeben sich mit den genannten Prüftemperaturen insgesamt 108 Einzelversuche. Die CFK-Proben entstammen einem RTM-Herstellungsprozess und weisen eine glatte Oberfläche auf.

Tabelle 5.1: Geprüfte Werkstoffpaarungen der Haftreibungsversuche (\*nur bei RT, St = Stahl, Al = Aluminium, KTL = Kathodische Tauchlackierung, BA = 0°/90° Gelege, UD = Unidirektional)

Werkstoff	St	Al	Al+KTL	CF-EP-BA	CF-PA6-BA
CF-EP-BA	x	x	x	x*	x*
CF-EP-UD 0°	x	x	x		
CF-EP-UD 90°	x	x	x		
CF-PA6-Gewebe	x	x	x		
CF-PA6-BA	x	x	x	(x*)	x*

### 5.1.1 Prüfstand und Versuchsdurchführung

Für die Haftreibungsmessungen wird ein Prüfstand nach den Normvorgaben entwickelt, Abbildung 5.1. Dabei wird ein Schlitten mit einer Masse von 200 g zusammen mit der Probe A (63 mm x 63 mm) von einem Elektromotor über eine fixierte Probe B (80 mm x 200 mm) gezogen. Auf der Unterseite des Schlittens wird eine Schaumstoffschicht zur gleichmäßigen Druckverteilung angebracht und daran die Probe A mit doppelseitigem Klebeband befestigt. Optional kann eine Feder zwischen Schlitten und Zugseil eingesetzt werden. Die Kraftmessung erfolgt mit einem DMS basierten Kraftaufnehmer in Form eines Biegebalkens (Typ KD60 von ME Messsysteme), welcher an zwei Teleskopschienen befestigt ist.

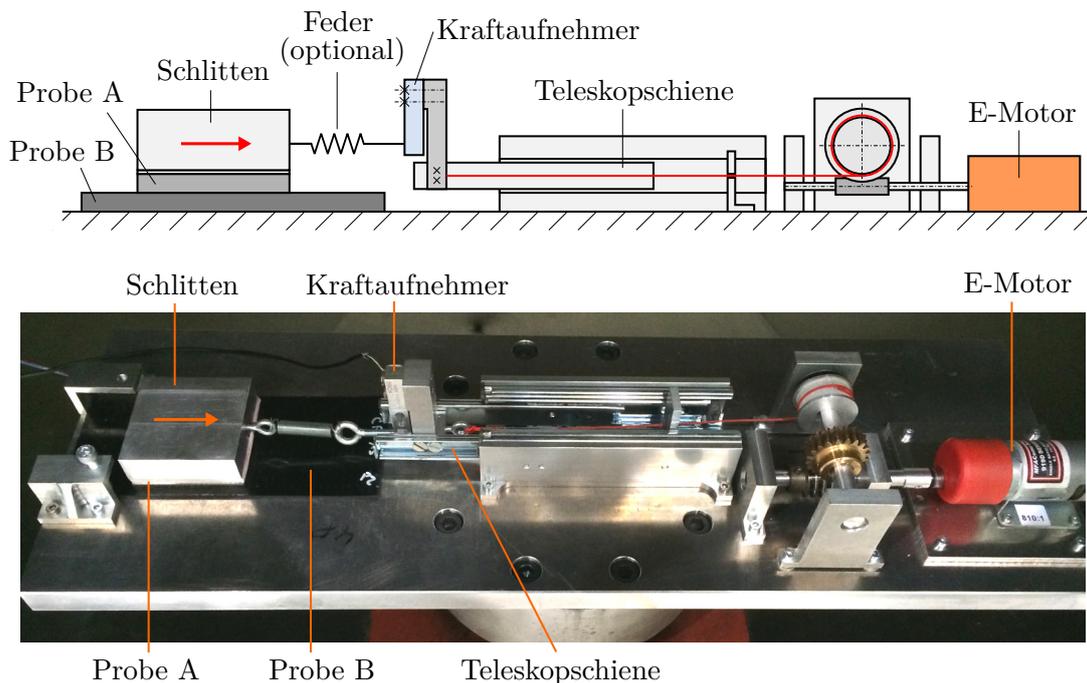


Abbildung 5.1: Prüfstand [4] mit Prinzipskizze zur Messung von Haftreibungskoeffizienten nach DIN EN ISO 8295

Die Proben werden vorab mit handelsüblichem Spiritus gereinigt. Die Zuggeschwindigkeit beträgt 100 mm/min. Die Messungen bei der erhöhten Temperatur von 80 °C erfolgen in einer Klimakammer, in die der komplette Versuchsaufbau montiert wird. Die Probengewichte werden mit einer Digitalwaage bestimmt. Die Kraftmessung ist bis 80 °C kalibriert.

Erste Messungen ergeben hohe Streuungen der Haftreibungskoeffizienten. Weitere Untersuchungen zeigen, dass durch höhere Normalkräfte die Streuungen bei gleichem Mittelwert geringer werden. Es wird vermutet, dass die Proben bei höheren Normalkräften satter aufeinander liegen und somit die Versuche reproduzierbarer sind. Aus diesem Grund werden die Versuche bei erhöhter Normalkraft durchgeführt, indem zusätzlich zum Gewicht des

Schlittens ein weiteres Gewicht von 8,23 kg auf die Probe aufgelegt wird. Die Feder zwischen Zugseil und Schlitten dient dazu einen möglichen „Anfahrdruck“ bei Versuchsbeginn zu kompensieren. Da dieser nicht auftritt, ist der Einsatz der Feder nicht notwendig.

### 5.1.2 Messergebnisse

Der grundlegende Verlauf der gemessenen Zugkraft  $F$  über der Zeit  $t$  ist in Abbildung 5.2 anhand der Paarung CF-PA6-BA/Al+KTL dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Zugkraft bis zum Erreichen eines Kraftmaximums linear ansteigt (Haften) und anschließend auf geringere Werte abfällt (Gleiten). Das Kraftmaximum entspricht der Haftreibungskraft  $F_H$  und wird für die Berechnung des Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  verwendet:

$$\mu_H = \frac{F_H}{F_N}. \quad (5.1)$$

Die Normalkraft  $F_N$  setzt sich aus der Normalkraft der Probe A, des Schlittens (inkl. der Filzschicht) und des Zusatzgewichtes zusammen.

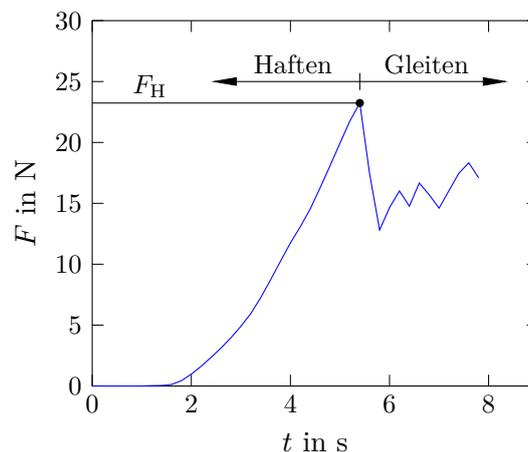


Abbildung 5.2: Gemessene Zugkraft  $F$  während eines Haftreibungsversuches

Die mittleren Haftreibungskoeffizienten der Paarungen mit unterschiedlichem Lagenaufbau sind nahezu identisch. Dies bestätigt die Erwartungen, dass die Reibungskraft maßgeblich durch die Kunststoffmatrix an der Oberfläche und nicht durch die darunter liegenden Fasern beeinflusst wird. Somit werden alle CF-EP- und CF-PA6-Werkstoffe und die damit verbundenen Werkstoffpaarungen unter „CF-EP“ und „CF-PA6“ zusammengefasst.

Die Mittelwerte der gemessenen Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  bei Raumtemperatur und 80 °C sind in Abbildung 5.3 zusammengefasst. Es ergeben sich für die CF-PA6-Paarungen größere Haftreibungskoeffizienten als für die CF-EP-Paarungen. Während bei den CF-EP/Metall-Paarungen nur geringe Unterschiede zwischen St, Al und Al+KTL vorliegen, treten bei den CF-PA6/Metall-Paarungen unterschiedliche Haftreibungskoeffizienten in Abhängigkeit des Metalls auf. Durch die Temperaturerhöhung auf 80 °C ändern sich die

Haftreibungskoeffizienten der CF-EP/Metall-Paarungen kaum. Bei den CF-PA6/Metall-Paarungen ist durch die Erwärmung eine Abnahme des Haftreibungskoeffizienten zu verzeichnen.

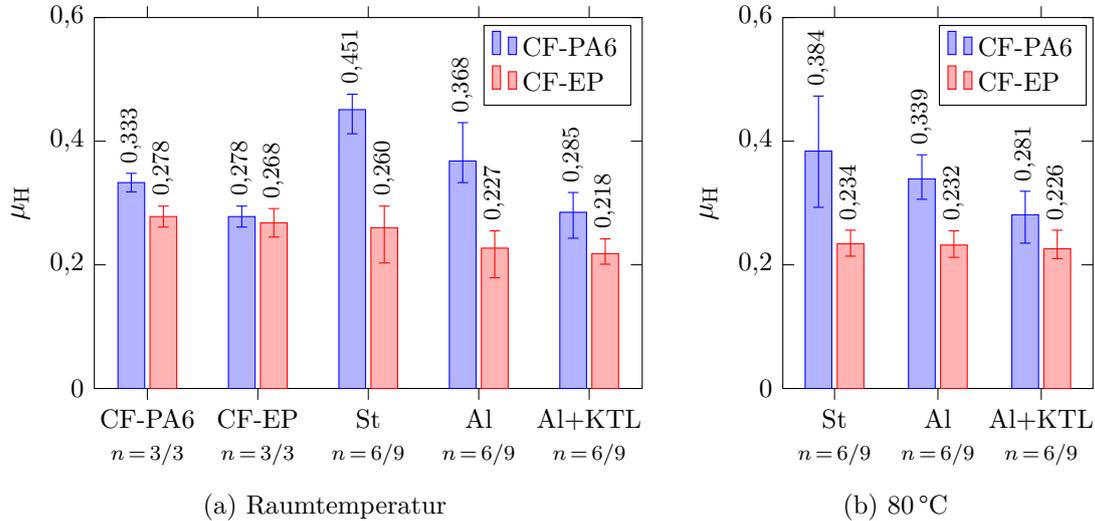


Abbildung 5.3: Haftreibungskoeffizient  $\mu_H$  (nach [4]) in Abhängigkeit der Werkstoffpaarung ermittelt mit einem eigens entwickelten Prüfstand nach DIN EN ISO 8295, Mittelwerte aus  $n$ -Versuchen mit min./max. Abweichung

## 5.2 Finite-Elemente-Analyse

Im Rahmen einer FE-Analyse wird die reibschlüssige Lastübertragung einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung untersucht, Abbildung 5.4. Diese besteht aus den drei Füge-teilen mit der Breite  $b_P$  und zwei dünnen Unterlegscheiben ( $d_1 = 8,5$  mm,  $d_2 = 16,0$  mm,  $h = 1,6$  mm) sowie einer M8 Sechskantschraube (ISO 4014). Das Ziel ist die Ermittlung der Zugkraft-Verschiebungskurve  $F_x(u)$  und Vorspannkraft-Verschiebungskurve  $F_V(u)$  sowie die Analyse des Übergangs vom Haften zum Gleiten. Es werden Füge-teilpaarungen mit isotropen und orthotropen Werkstoffen betrachtet und die zugehörigen effektiven Haftreibungskoeffizienten bestimmt.

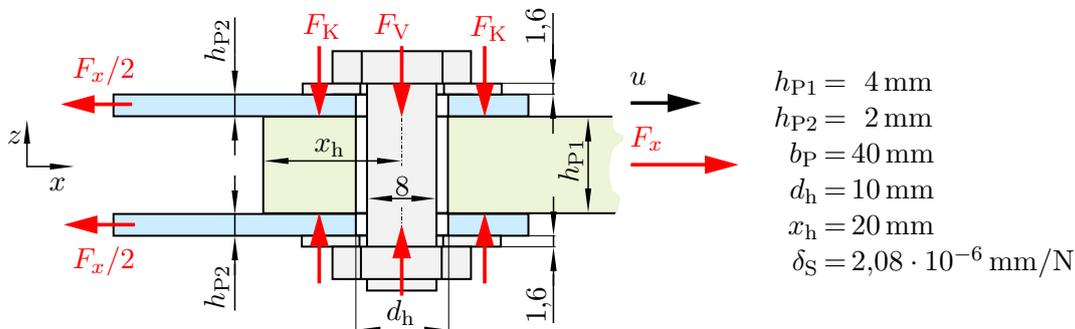


Abbildung 5.4: Doppelschnittige Schraubenverbindung (schematisch)

### 5.2.1 Modellierung

Die FE-Modellierung der doppelschnittigen Schraubenverbindung erfolgt mit ANSYS Mechanical APDL als parametrisches Viertelmodell unter Berücksichtigung der Symmetrie bezüglich der  $x$ - $y$ - und  $x$ - $z$ -Ebene, Abbildung 5.5. Die Modellierung der einzelnen Komponenten ist an das FE-Modell zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes aus Abschnitt 4.3.3 angelehnt. Der Schraubenkopf und -schaft werden vereinfachend als Zylinder mit dem Durchmesser der Schraubenkopfauflage und dem Nenndurchmesser der Schraube abgebildet (vgl. Abbildung 5.5). Dabei wird angenommen, dass die Mutter identisch zum Schraubenkopf ist. Das Schraubengewinde wird nicht berücksichtigt. Die sich daraus ergebende verringerte Schraubennachgiebigkeit  $\delta_S$  wird mittels eines fiktiven Elastizitätsmoduls  $E_{S,FEM}$  der Schraube von 154,1 GPa kompensiert (vgl. Abschnitt 4.3.3).

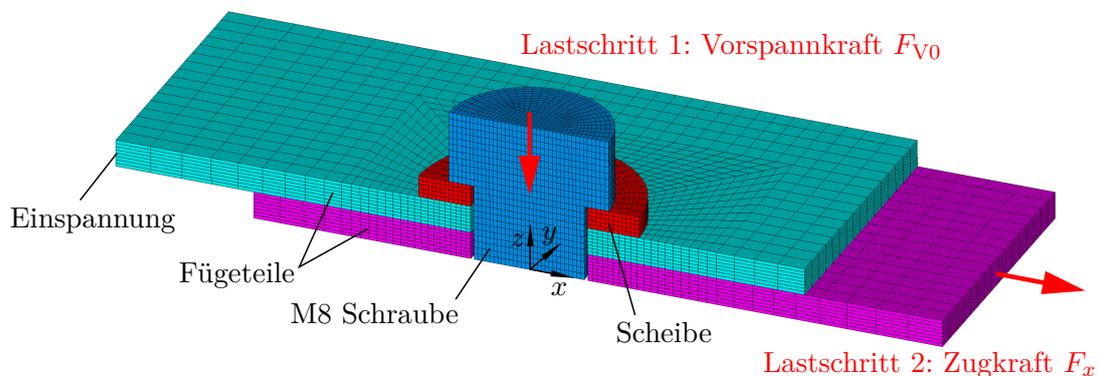


Abbildung 5.5: FE-Modell einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung

Alle Komponenten der doppelschnittigen Schraubenverbindung werden mit 8-knotigen Volumenelementen (SOLID185) vernetzt. Die CFK-Laminare werden in Abhängigkeit der Dicke mit einem oder zwei Elementen je Einzellige in Dickenrichtung modelliert. Im Bereich der Bohrung wird das FE-Netz der Fügeteile verfeinert und radial zum Bohrungsmittelpunkt ausgerichtet. Das FE-Modell besteht aus insgesamt 31462 Elementen.

Grundsätzlich treten in der betrachteten Schraubenverbindung drei Kontaktstellen auf: Schraubenkopf/Scheibe, Scheibe/Fügeteil und Fügeteil/Fügeteil, Abbildung 5.6. Da der Kontakt Schraubenkopf/Scheibe für die reibschlüssige Lastübertragung nicht von Bedeutung ist (Zugkraft  $F_x$  wird ausschließlich zwischen den Fügeteilen übertragen), wird eine Berechnung mit dem Kontakt Schraubenkopf/Scheibe und eine mit einer festen Verbindung zwischen Schraubenkopf und Scheibe durchgeführt. Der Unterschied liegt hinsichtlich der maximal übertragbaren Kraft bei weniger als 0,5%. Daher wird der Kontakt Schraubenkopf/Scheibe zur Rechenzeiterparnis als feste Verbindung ausgeführt. Die Kontakte Fügeteil/Fügeteil und Fügeteil/Scheibe werden als deformierbare surface-to-surface Kontakte mit den Masterelementen TARGET170 und Slaveelementen CONTA174 modelliert [85]. Die Zuweisung der Master- und Slaveflächen ist aufgrund der Geometrie, des FE-Netzes und der Fügeteilwerkstoffe vorab nicht eindeutig möglich und wird deshalb

anhand der Berechnungsergebnisse (z.B. Durchdringung, Kontaktdruck) validiert. Für die Lösung des Kontaktproblems wird das Augmented-Lagrange-Verfahren [92] angewendet.

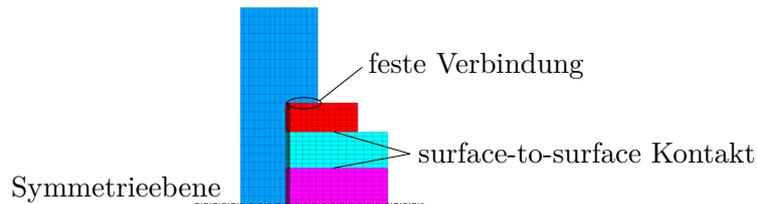


Abbildung 5.6: Kontaktmodellierung der doppelschnittigen Schraubenverbindung

Das Materialverhalten aller Komponenten der doppelschnittigen Schraubenverbindung wird als linear elastisch angenommen. Die Schraube und die Scheiben bestehen aus Stahl mit  $E = 210$  GPa und  $\nu = 0,3$ . Als Fügepartwerkstoffe werden betrachtet:

- quasi-isotrop: CF-EP-Laminat (CF-EP-QI) mit  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $\varphi_F = 55\%$ ,
- orthotrop: biaxiales CF-EP-Laminat (CF-EP-BA) mit  $[0/90]_{2s}$ ,  $\varphi_F = 55\%$ ,
- transversal-isotrop: CF-EP-Laminat (CF-EP-UD) mit  $[0]_{4s}$ ,  $\varphi_F = 55\%$ ,
- isotrop
  - Aluminium (Al) mit  $E = 70$  GPa und  $\nu = 0,34$  und
  - Stahl (St) mit  $E = 210$  GPa und  $\nu = 0,3$ .

Das Materialverhalten der CF-EP-Laminat wird auf der UD-Ebene modelliert. Die UD-Kennwerte werden mit der klassischen Laminattheorie aus den Faserdaten in Tabelle 4.10 und den Matrixdaten:  $E_M = 3,5$  GPa und  $\nu_M = 0,35$  ermittelt, Tabelle 5.2. Das Laminatkoordinatensystem ist am  $x$ - $y$ - $z$ -Koordinatensystem des FE-Modells ausgerichtet, d.h. die  $0^\circ$ -Lagen liegen in Kraftangriffsrichtung ( $x$ -Richtung).

Tabelle 5.2: Materialkennwerte der UD-Schicht (T700 Kohlefaser, EP-Matrix), 1 = Faserlängsrichtung

$\varphi_F$	$E_1$	$E_2 = E_3$	$G_{12} = G_{13}$	$\nu_{12} = \nu_{13}$	$\nu_{23}$
55 %	128,1 GPa	8,34 GPa	3,92 GPa	0,284	0,455

Das Reibungsverhalten wird mit dem Coulombschen Reibungsgesetz (2.2) beschrieben. Aufgrund des zu vernachlässigenden Einflusses des Gleitreibungsverhaltens auf die maximal übertragbare Kraft der doppelschnittigen Schraubenverbindung wird angenommen, dass der Gleitreibungskoeffizient gleich dem Haftreibungskoeffizienten ist. Für den Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,T}$  in der Trennfuge der Fügeparten wird – sofern vorhanden – der

Haftreibungskoeffizient aus den Haftreibungsversuchen in Abschnitt 5.1 verwendet, Tabelle 5.3. Die Ergebnisse zeigen, dass der Haftreibungskoeffizient zwischen Scheibe und Fügeteil nicht zum Tragen kommt und wird deshalb zu 0,2 angenommen. Es sei angemerkt, dass die Reibungszahlen im Bauteilkontakt unterschiedlich ausfallen können und damit die maximal übertragbare Kraft beeinflussen.

Tabelle 5.3: Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,T}$  in den Trennfugen der doppelschnittigen Schraubenverbindungen (\*Haftreibungsversuch, \*\*Annahme)

Paarung	$\mu_{H,T}$
CF-EP/CF-EP	0,268*
Al/CF-EP	0,227*
St/CF-EP	0,260*
St/St	0,200**
Al/Al	0,200**

Die Simulation läuft in zwei Lastschritten ab:

1. Aufbringen der initialen Vorspannkraft  $F_{V0}$  von 10 kN und
2. Erzeugen einer zusätzlichen Zugkraft  $F_x$  in  $x$ -Richtung am mittleren Fügeteil.

Dazu wird das Modell am linken Rand der äußeren Fügeteile eingespannt. Die initiale Vorspannkraft  $F_{V0}$  wird durch das Aufbringen einer Verschiebung in  $z$ -Richtung auf die Knoten des Schraubenschafts in der Ebene  $z=0$  erzeugt. Aus der Summe der Reaktionskräfte dieser Knoten wird die Vorspannkraft ermittelt. Die Verschiebung wird so eingestellt, dass die initiale Vorspannkraft  $F_{V0}$  erreicht wird. Im zweiten Lastschritt wird unter Beibehaltung der aufgebrachten Verschiebung eine Zugkraft  $F_x$  durch das Aufbringen einer Verschiebung  $u$  in  $x$ -Richtung am äußeren Ende des mittleren Fügeteils erzeugt. Die Verschiebung  $u$  wird soweit gesteigert bis es zum vollständigen Rutschen der Fügeteile kommt. Dabei wird die Verschiebung  $u$  in kleinen Lastschritten aufgebracht und die resultierende Zugkraft  $F_x$  bei jedem Lastschritt aus den Reaktionskräften der Knoten in der Einspannung ermittelt.

### 5.2.2 Analyse der Lastübertragung

Am Beispiel einer CF-EP-QI/CF-EP-QI-Fügeteilpaarung wird der Übergang vom Haften zum Gleiten anhand der Kraft-Verschiebungskurven  $F_x(u)$  und  $F_V(u)$  und den Berechnungsergebnissen der Kontaktelemente untersucht. Es werden die maximal übertragbare Kraft  $F_{x,max}$  und der effektive Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  ermittelt.



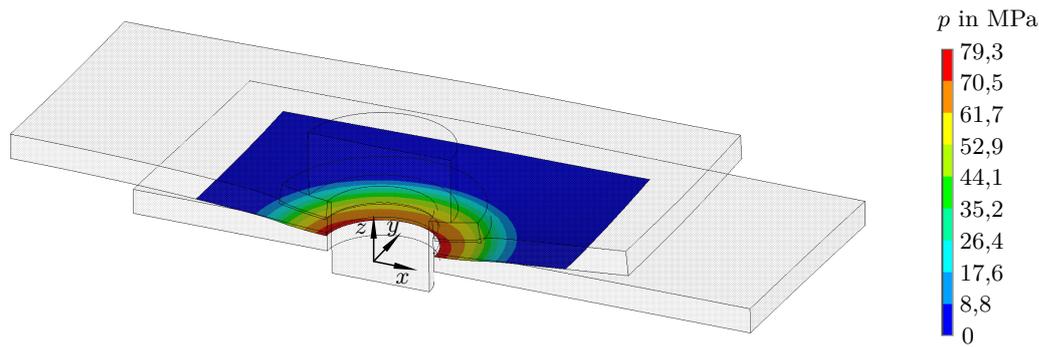


Abbildung 5.9: Nicht-rotationssymmetrische Verteilung des Kontaktdruckes  $p$  zwischen den unidirektionalen CF-EP-Fügeteilen einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung nach dem Vorspannen mit  $F_{V0} = 10 \text{ kN}$  (30-fach überhöhte Darstellung der Verformungen, Fügeteilwerkstoff: CF-EP-UD)

### Lastschritt 2: Zugbelastung $F_x$

Abbildung 5.10 zeigt die Beanspruchung  $\sigma_z$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung bei vollständigem Rutschen der Fügeteile. Es zeigt sich, dass infolge der in-plane Zugkraft  $F_x$  keine relevante Biegebeanspruchung in der Schraube auftritt.

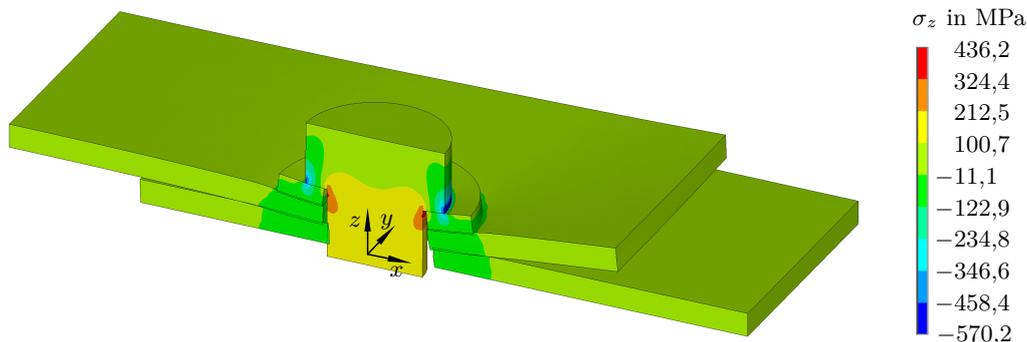


Abbildung 5.10: Beanspruchung  $\sigma_z$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung bei vollständigem Rutschen der Fügeteile ( $F = F_{x,\max}$ ), dargestellt sind die Spannungen in z-Richtung bzw. Laminatdickenrichtung (20-fach überhöhte Darstellung der Verformungen, Fügeteilwerkstoff: CF-EP-QI)

In Abbildung 5.11 ist die Zugkraft-Verschiebungskurve  $F_x(u)$  und die Vorspannkraft-Verschiebungskurve  $F_V(u)/F_{V0}$  der doppelschnittigen Schraubenverbindung dargestellt. Anhand des Kontaktstatus der Kontaktelemente können drei Bereiche der reibschlüssigen Lastübertragung identifiziert werden:

1. Haften,
2. Übergang vom Haften zum Gleiten und
3. Gleiten.

Der Übergangsbereich vom vollständigen Haften zum vollständigen Gleiten in der Reibfläche zwischen den Fügeteilen beginnt bei einer Verschiebung  $u$  von 0,027 mm und endet bei  $u = 0,067$  mm. Das Kriterium für die Definition des Übergangsbereiches ist das Vorhandensein eines lokalen Gleitens bzw. Haftens in der Reibfläche zwischen den Fügeteilen. Für jeden der drei Bereiche ist in Abbildung 5.11 zu einem ausgewählten Lastschritt der Kontaktstatus in der Reibfläche zwischen den Fügeteilen farbig dargestellt (Haften = rot, Gleiten = orange).

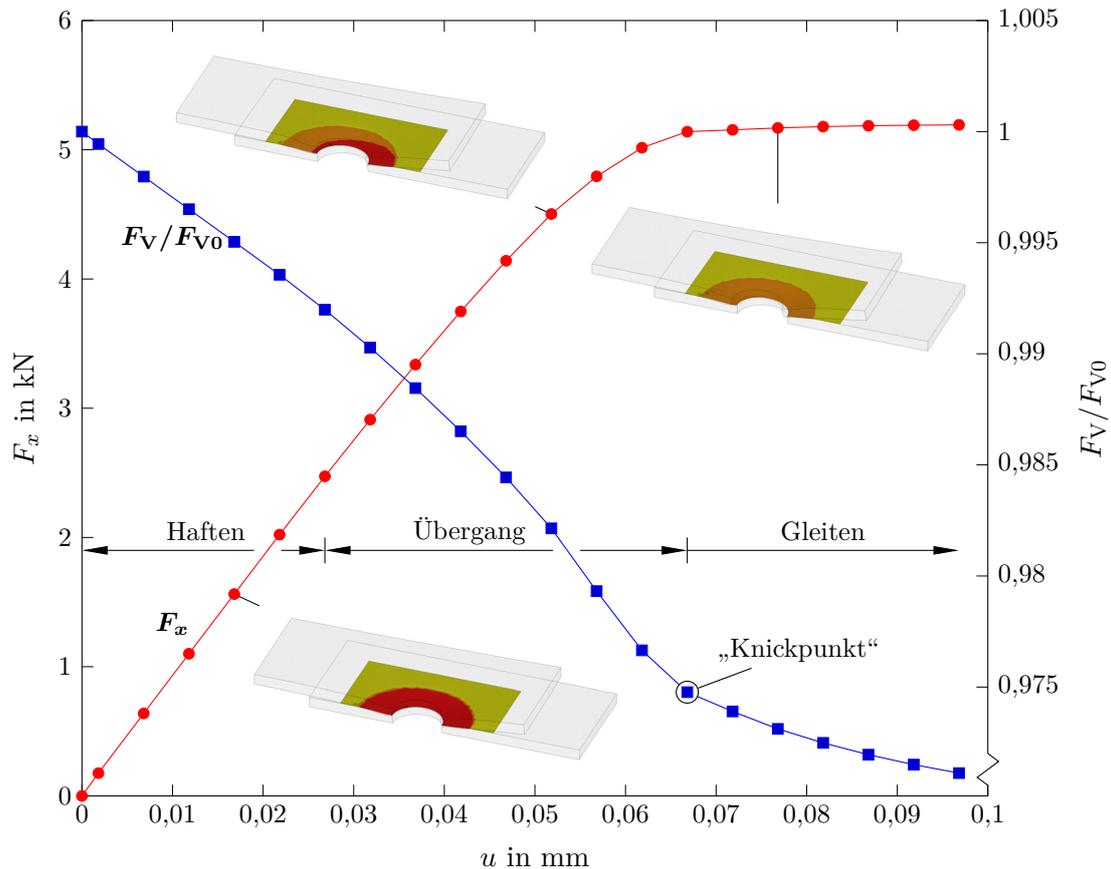


Abbildung 5.11: Reibschlüssige Lastübertragung einer doppelschnittigen Schraubenverbindung mit Darstellung des Kontaktstatus (Haften = rot, Gleiten = orange) ermittelt aus einer FE-Analyse

Im ersten Abschnitt haften die Fügeteile über die gesamte druckbelastete Kontaktfläche. Die Zugkraft  $F_x$  steigt linear mit der Verschiebung  $u$  an, während die Vorspannkraft  $F_V$  linear mit  $u$  abnimmt. Die Ursache der Vorspannkraftabnahme liegt in der Querkontraktion der Fügeteile. Infolge der Zugbelastung verringern sich die Fügeteildicken ( $\nu_{xz} > 0$ ), wodurch dem verspannten System elastischer Verformungsweg entzogen wird. Dieser Effekt wurde auch von Oskouei und Chakherlou [93] untersucht.

Bei weiterer Laststeigerung beginnen Teile der druckbelasteten Kontaktfläche der Fügeteile zu gleiten (2. Abschnitt). Das Gleiten beginnt dabei auf der linken Seite der Bohrung (freies

Ende des mittleren Fügeteils) und setzt sich mit zunehmender Zugkraft bis zur rechten Seite der Bohrung fort. In diesem Abschnitt geht die Zugkraft  $F_x$  in einen degressiven Verlauf bis zum Erreichen der maximal übertragbaren Kraft über. Die Verlustrate der Vorspannkraft  $F_V$  wird im Gegensatz zum ersten Abschnitt mit jedem Lastschritt größer, da aufgrund des lokalen Gleitens zusätzliche Nachgiebigkeitsänderungen des verspannten Systems entstehen.

Der dritte Abschnitt ist durch das vollständige Gleiten der Fügeile gekennzeichnet. Eine Laststeigerung ist nicht möglich. Die Zugkraft  $F_x$  nimmt entsprechend dem verwendeten Reibmodell einen konstanten Wert an. Auch in diesem Bereich nimmt die Vorspannkraft weiterhin ab. Dabei kommt es ab dem Beginn des vollständigen Gleitens (= Definition des „Knickpunktes“ im Vorspannkraftverlauf in Abbildung 5.11) zu einer Änderung im Verlauf der Vorspannkraft; die Verlustrate wird geringer. Dieses Verhalten ist auf die konstante Zugkraft  $F_x$  und die durch das Gleiten hervorgerufene Nachgiebigkeitsänderung des verspannten Systems zurückzuführen.

Der lokale Beginn des Gleitens der Fügeile wird durch die Schubspannungsverteilung in der Kontaktfläche bestimmt, Abbildung 5.12. Während des vollständigen Haftens wird die Zugkraft  $F_x$  maßgeblich auf der Seite des freien Endes des mittleren Fügeile übertragen. Dies ergibt sich aus den Verformungen der äußeren Fügeile, die auf der Kraft übertragenden Seite durch die Einspannung der Fügeile beeinflusst werden und sich auf der gegenüberliegenden Seite am freien Ende unabhängig ausbilden können. Mit zunehmender Zugkraft  $F_x$  steigen die Schubspannungen bis zum Erreichen der maximalen Schubspannung an. Dabei wird der restliche Teil der Kontaktfläche zunehmend an der Lastübertragung beteiligt. Das vollständige Gleiten beginnt, wenn in der gesamten druckbelasteten Kontaktfläche die maximal übertragbare Schubspannung erreicht wird. Die Schubspannungsverteilung ist in diesem Fall proportional zur Druckspannungsverteilung. Dies hat zur Folge, dass am Bohrungsrand die Schubspannungen am größten sind.

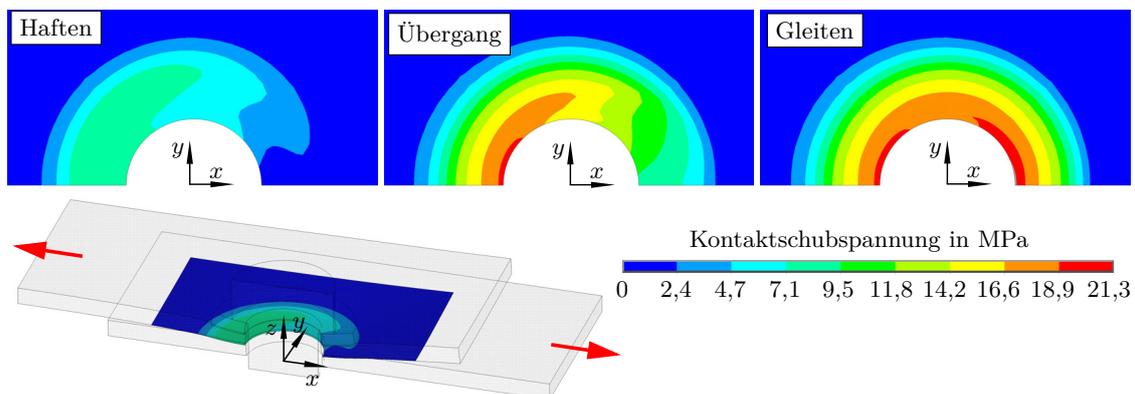


Abbildung 5.12: Kontakt Schubspannungen zwischen den Fügeileilen der doppelschnittigen Schraubenverbindung infolge einer Zugbelastung in der Fügeileilebene

Für die Auslegung von reibschlüssigen Schraubenverbindungen ist die maximal übertragbare Kraft  $F_{x,max}$  aus den Kraft-Verschiebungskurven zu ermitteln. Eine Möglichkeit ist

es, die Zugkraft bei Beginn des vollständigen Gleitens zu verwenden. An dieser Stelle tritt der oben beschriebene „Knickpunkt“ (vgl. Abbildung 5.11) im Vorspannkraftverlauf  $F_V(u)$  auf, welcher in experimentellen Untersuchungen zur Bestimmung der maximal übertragbaren Kraft herangezogen werden kann. Für die betrachtete doppelschnittige Schraubenverbindung ergibt sich eine maximal übertragbare Kraft  $F_{x,\max}$  von 5,14 kN. Damit kann nach Gleichung (2.3) mit der initialen Vorspannkraft  $F_{V0}$  und  $F_K = F_V$  ein effektiver Haftreibungskoeffizient:

$$\mu_{H,\text{eff}} = \frac{F_{x,\max}}{2F_{V0}} \quad (5.2)$$

der doppelschnittigen Schraubenverbindung angegeben werden, Tabelle 5.4. Dieser ist geringer als der Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,T}$  in der Trennfuge der Füge-teile. Als Ursachen sind die Vorspannkraftabnahme durch die Füge-teilverformungen und die Nachgiebigkeitsänderung des verspannten Systems infolge des Gleitens zu nennen. Insgesamt ist die auftretende Vorspannkraftänderung infolge der Zugbelastung und die Abweichung zwischen  $\mu_{H,\text{eff}}$  und  $\mu_{H,T}$  bei praktischen Anwendungen aufgrund von Vorspannkraftstreuungen als weniger relevant zu bewerten. Dies wird auch bei den Ergebnissen in den nachfolgenden Abschnitten 5.2.3 und 5.3 ersichtlich.

Tabelle 5.4: Effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,\text{eff}}$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit  $[0/90/+45/-45]_s$  CF-EP-Füge-teilen ermittelt aus einer FE-Analyse im Vergleich zum Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,T}$  in der Trennfuge

$\mu_{H,T}$	$\mu_{H,\text{eff}}$	Abweichung $\mu_{H,\text{eff}} - \mu_{H,T}$
0,268	0,257	-4,1 %

### 5.2.3 Einfluss der Orthotropie der Füge-teile

Zur Untersuchung des Einflusses der Orthotropie der Füge-teile auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten werden die effektiven Haftreibungskoeffizienten verschiedener Füge-teilpaarungen ermittelt und mit den Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,T}$  in der Trennfuge verglichen, Tabelle 5.5 .

Zu erkennen ist, dass der Füge-teilwerkstoff bzw. die Füge-teilpaarung den effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,\text{eff}}$  und somit auch die maximal übertragbare Kraft  $F_{x,\max}$  beeinflusst. Bei Verwendung von isotropen Füge-teilwerkstoffen, wie Aluminium oder Stahl, ist ähnlich wie bei orthotropen  $\mu_{H,\text{eff}}$  geringer als  $\mu_{H,T}$ . Aufgrund der größeren Steifigkeit von Stahl gegenüber Aluminium und der damit verbundenen geringeren Dickenänderung bei gleicher Zugkraft  $F_x$  treten bei den St-Paarungen in Bezug auf den Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,T}$  größere effektive Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,\text{eff}}$  (geringere Abweichung zwischen  $\mu_{H,\text{eff}}$  und  $\mu_{H,T}$ ) als bei den Al-Paarungen auf. Die effektiven Haftreibungskoeffizienten der CF-EP/CF-EP-Paarungen zeigen, dass der Einfluss des Lagenaufbaus sehr gering ist.

Tabelle 5.5: Effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen ermittelt aus einer FE-Analyse im Vergleich zum Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,T}$  in der Trennfuge

Fügeteilpaarung	Orthotropie	$\mu_{H,T}$	$\mu_{H,eff}$	Abweichung $\mu_{H,eff} - \mu_{H,T}$
Al/Al	isotrop	0,200	0,194	-3,0 %
St/St	isotrop	0,200	0,197	-1,5 %
Al/CF-EP-QI	isotrop/quasi-isotrop	0,227	0,215	-5,3 %
St/CF-EP-QI	isotrop/quasi-isotrop	0,260	0,249	-4,2 %
CF-EP-QI/CF-EP-QI	quasi-isotrop	0,268	0,257	-4,1 %
CF-EP-BA/CF-EP-BA	orthotrop	0,268	0,256	-4,5 %
CF-EP-UD/CF-EP-UD	transversal-isotrop	0,268	0,258	-3,7 %

Zu beachten ist, dass der effektive Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  nicht nur von der Werkstoffpaarung der Fügeteile, sondern auch von der konstruktiven Gestaltung der doppelschnittigen Schraubenverbindung abhängt. Dies wird in den analytischen Betrachtungen thematisiert.

### 5.3 Analytische Betrachtungen

Bei der Berechnung der maximal übertragbaren Kraft in Abschnitt 2.2 wird angenommen, dass Fügeteilverformungen die Lastübertragung nicht beeinflussen. Die FE-Analyse im vorherigen Abschnitt 5.2 liefert jedoch eine geringere maximal übertragbare Kraft als die Berechnung nach Gleichung (2.3). Die Ursache dafür ist die Reduktion der Vorspannkraft  $F_V$  mit steigender Zugkraft  $F_x$ , welche im Haftreibungsbereich im Wesentlichen auf die Querkontraktion der Fügeteile in Dickenrichtung zurückzuführen ist. Dieser Effekt wird im Folgenden analytisch abgebildet und mit den FE-Berechnungen verglichen.

#### 5.3.1 Berücksichtigung der Fügeteilquerkontraktion

Zur Berücksichtigung des Querkontraktionseffektes der Fügeteile wird eine doppelschnittige Schraubenverbindung nach Abbildung 5.13 mit den folgenden Eigenschaften betrachtet:

- Fügeteildicken  $h_{P1}$  und  $h_{P2}$ ,
- einheitliche Fügeteilbreite  $b_P$ ,
- Elastizitätsmoduln  $E_{Px,1}$  und  $E_{Px,2}$  der Fügeteile,
- Querkontraktionszahlen  $\nu_{Pxx,1}$  und  $\nu_{Pxx,2}$  der Fügeteile,

- Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,T}$  in den Fügepartietrennfugen und
- initiale Vorspannkraft  $F_{V0}$  im unbelasteten Zustand ( $F_x = 0$ ).

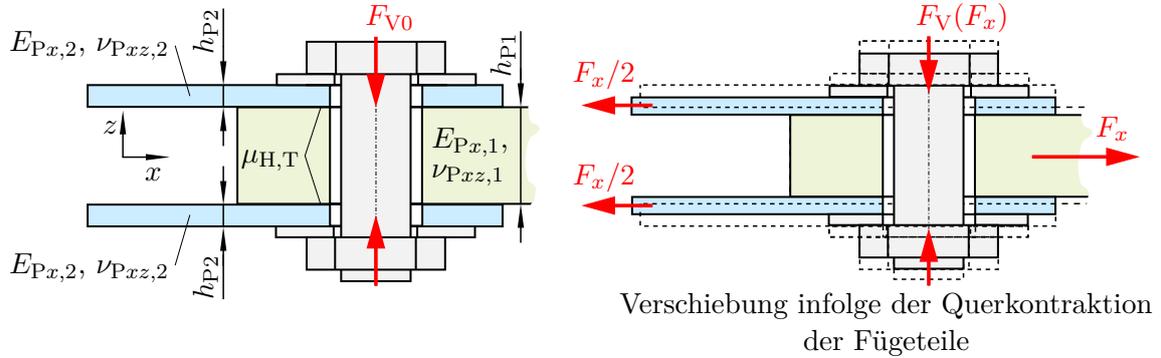


Abbildung 5.13: Verringerung der Fügepartiedicken einer doppelschnittigen Schraubenverbindung durch eine äußere Belastung  $F_x$

Unter Einwirkung der Zugkraft  $F_x$  verringern sich die Dicken der Fügepartie (insofern  $\nu_{xz} > 0$ ), Abbildung 5.13 rechts. Dadurch nimmt die elastische Verformung der Schraube und der verspannten Teile ab, wodurch eine Vorspannkraftabnahme  $\Delta F_{VQ}$  resultiert. Der Mechanismus ist vergleichbar zum Setzen und es kann eine ähnliche Beziehung zur Setzkraft (2.4) gefunden werden, indem der Setzbetrag durch die Dickenänderung aller Fügepartie  $\Delta h_{PQ}$  infolge der Querkontraktion ersetzt wird:

$$\Delta F_{VQ} = \frac{\Delta h_{PQ}}{\delta_S + \delta_P}. \quad (5.3)$$

Es wird davon ausgegangen, dass die Dickenänderung gleichmäßig über die gesamte Länge der Fügepartie erfolgt und die Nachgiebigkeit der Schraube  $\delta_S$  und der verspannten Teile  $\delta_P$  konstant sind.

Die Dickenänderung  $\Delta h_{PQ}$  setzt sich aus der Dickenänderung des mittleren und der beiden äußeren Fügepartie zusammen:

$$\Delta h_{PQ} = \frac{F_x}{b_P} \left( \frac{\nu_{Pxz,1}}{E_{P_x,1}} + \frac{\nu_{Pxz,2}}{E_{P_x,2}} \right). \quad (5.4)$$

Einsetzen der Dickenänderung (5.4) in die Vorspannkraftänderung (5.3) liefert die Vorspannkraft  $F_V$  in Abhängigkeit der Zugkraft  $F_x$ :

$$F_V(F_x) = F_{V0} - \frac{F_x}{b_P(\delta_S + \delta_P)} \left( \frac{\nu_{Pxz,1}}{E_{P_x,1}} + \frac{\nu_{Pxz,2}}{E_{P_x,2}} \right). \quad (5.5)$$

Wird das Coulombsche Reibungsgesetz (2.2) für den Grenzfall des Haftens in Gleichung (5.5) eingesetzt, ergibt sich die maximal übertragbare Kraft  $F_{x,\max}$  der doppelschnittigen Schraubenverbindung zu:

$$F_{x,\max} = 2\mu_{H,T}F_{V0} \frac{1}{1 + \frac{2\mu_{H,T}}{b_P(\delta_S + \delta_P)} \left( \frac{\nu_{P_{xz},1}}{E_{P_{x,1}}} + \frac{\nu_{P_{xz},2}}{E_{P_{x,2}}} \right)}. \quad (5.6)$$

Setzt man für die maximal übertragbare Kraft

$$F_{x,\max} = 2\mu_{H,\text{eff}}F_{V0} \quad (5.7)$$

an, kann der effektive Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,\text{eff}}$  der doppelschnittigen Schraubenverbindung angegeben werden:

$$\mu_{H,\text{eff}} = \mu_{H,T} \frac{1}{1 + \frac{2\mu_{H,T}}{b_P(\delta_S + \delta_P)} \left( \frac{\nu_{P_{xz},1}}{E_{P_{x,1}}} + \frac{\nu_{P_{xz},2}}{E_{P_{x,2}}} \right)}. \quad (5.8)$$

Für eine doppelschnittige Schraubenverbindung bestehend aus einem einzigen isotropen Schrauben- und Füge­teilwerkstoff ( $E_S = E_P = E_{P_{x,1}} = E_{P_{x,2}} = E_{P_{z,1}} = E_{z,2}$  und  $\nu_P = \nu_{P_{xz},1} = \nu_{P_{xz},2}$ ) kann Gleichung (5.8) mit  $\delta = h/(EA_{\text{ers}})$  umgeformt werden zu:

$$\mu_{H,\text{eff}} = \mu_{H,T} \frac{1}{1 + \frac{4\mu_{H,T}\nu_P}{\frac{A_{P\perp}}{A_{S,\text{ers}}} + \frac{A_{P\perp}}{A_{P,\text{ers}}}}} \quad \text{mit } A_{P\perp} = h_P b_P. \quad (5.9)$$

Aus einer Abschätzung mit  $4\mu_{H,T}\nu_P < 1$ ,  $A_{P\perp} \gg A_{S,\text{ers}}$  und  $A_{P\perp} \gg A_{P,\text{ers}}$  erhält man  $\mu_{H,\text{eff}} \approx \mu_{H,T}$ .

Der effektive Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,\text{eff}}$  ist in der Regel geringer als der Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,T}$  der Füge­teilpaarung. Eine Ausnahme stellen spezielle Faserverbundlaminare mit  $\nu_{xz} < 0$ , wie z.B. bestimmte ausgeglichene Winkelverbunde, dar. Ein hoher effektiver Haftreibungskoeffizient liegt bei Füge­teilmaterialien mit einem geringen Verhältnis von  $\nu_{xz}/E_x$  und einem hohen Elastizitätsmodul  $E_x$  vor. Seitens der konstruktiven Gestaltung von doppelschnittigen Schraubenverbindungen wirken sich hohe Nachgiebigkeiten  $\delta_{S/P}$  positiv auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten aus.

### 5.3.2 Vergleich mit Finite-Elemente-Berechnungen

Die effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  werden nach Gleichung (5.8) für die in Abschnitt 5.2.3 betrachteten doppelschnittigen Schraubenverbindungen ermittelt und mit den FE-Ergebnissen in Tabelle 5.5 verglichen. Die Laminatkennwerte werden mit der 3D-Laminattheorie [83] unter Verwendung der UD-Kennwerte aus Tabelle 5.2 bestimmt, Tabelle 5.6. Für die betrachtete doppelschnittige Schraubenverbindung beträgt die Schraubennachgiebigkeit  $2,082 \cdot 10^{-6}$  mm/N. Die Nachgiebigkeit der verspannten Teile wird unter Vernachlässigung der Orthotropie nach VDI 2230 [19] bestimmt (vgl. Abschnitt 4.3.4).

Tabelle 5.6: Laminatkennwerte zur Berechnung des effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen

Werkstoff	$E_x$ GPa	$E_z$ GPa	$\nu_{xz}$	$\nu_{xz}/E_x$ 1/MPa
CF-EP-QI	48,646	10,079	0,301	$6,188 \cdot 10^{-6}$
CF-EP-BA	68,484	10,079	0,424	$6,191 \cdot 10^{-6}$
CF-EP-UD	128,075	8,339	0,284	$2,217 \cdot 10^{-6}$

Die analytisch ermittelten effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  zeigen eine gute Übereinstimmung mit den numerisch berechneten, Tabelle 5.7. Insbesondere für die Verbindungen mit isotropen Füge­teilen (Al/Al, St/St) ergibt sich eine hohe Übereinstimmung. Die analytisch berechneten Werte sind in der Regel größer als die numerisch ermittelten, da in der analytischen Betrachtung keine Nachgiebigkeitsänderungen des verspannten Systems durch Gleiten berücksichtigt werden und eine konstante Dickenänderung der Füge­teile über die Fläche angenommen wird.

Tabelle 5.7: Analytisch und numerisch ermittelte effektive Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen

Fügeteilpaarung	$\mu_{H,T}$	$\mu_{H,eff}$		Abweichung Analytik-FEM
		FEM	Analytik	
Al/Al	0,200	0,194	0,194	0,0 %
St/St	0,200	0,197	0,198	0,5 %
Al/CF-EP-QI	0,227	0,215	0,222	3,3 %
St/CF-EP-QI	0,260	0,249	0,255	2,4 %
CF-EP-QI/CF-EP-QI	0,268	0,257	0,263	2,3 %
CF-EP-BA/CF-EP-BA	0,268	0,256	0,263	2,7 %
CF-EP-UD/CF-EP-UD	0,268	0,258	0,267	3,3 %

Aufgrund der Vernachlässigung der Orthotropie der CFK-Fügeteile in der Berechnung der Plattennachgiebigkeit  $\delta_P$  kann bei Fügeteilwerkstoffen mit einem hohen Grad der Anisotropie die Vorspannkraftänderung infolge der Querkontraktion nicht exakt wiedergegeben werden. Dies wird deutlich beim Vergleich der analytischen mit der numerischen Berechnung für die Fügeteilpaarungen CF-EP-UD/CF-EP-UD und CF-EP-QI/CF-EP-QI, Abbildung 5.14. Während das analytische Modell bei der CF-EP-QI/CF-EP-QI-Paarung die Vorspannkraft  $F_V$  im Bereich des vollständigen Haftens sehr genau wiedergibt, werden bei der CF-EP-UD/CF-EP-UD-Paarung größere Vorspannkraften als in der FE-Berechnung vorhergesagt. Daraus ergibt sich in der analytischen Berechnung eine größere Vorspannkraft bei Eintritt des Gleitens und somit ein größerer effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  als nach der FEM.

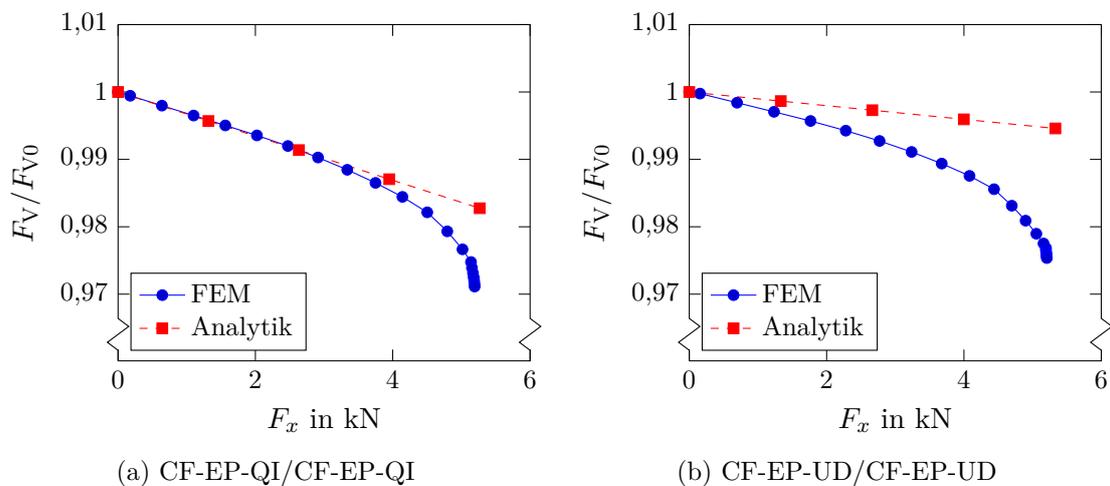


Abbildung 5.14: Reibschlüssige Lastübertragung der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen in Abhängigkeit der Fügeteilpaarung

## 5.4 Experimentelle Untersuchungen

Im Rahmen von statischen und zug-schwellenden Versuchen ( $R = 0,1$ ) werden bei einer Montagevorspannkraft von 10 kN der effektive Haftreibungskoeffizient und das Verhalten der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen unter der zug-schwellender Belastung ermittelt. Die betrachteten Einflussfaktoren sind:

- Orthotropie der Fügeteile:
  - orthotrop: CF-EP-Laminat (CF-EP-BA) mit  $[0/90]_{2s}$ ,
  - transversal isotrop: CF-EP-Laminat (CF-EP-UD) mit  $[0]_{4s}$ ,
  - quasi-isotrop: CF-EP-Laminat (CF-EP-QI) mit  $[0/90/+45/-45]_s$ ,
  - isotrop: Stahl (St), Aluminium (Al),

- Reibungsbedingung (Oberflächenzustand/Kontaktmedium):
  - unbehandelt/gereinigt (unb./ger.),
  - unbehandelt/Wasser (unb./H<sub>2</sub>O),
  - unbehandelt/Ballistol Öl (unb./Öl),
  - unbehandelt/Montagepaste mit Micropearls (unb./Paste),
  - rau (400er Nassschleifpapier)/gereinigt (rau/ger.),
- Temperatur  $T$ : RT, 45 °C, 70 °C und 95 °C und
- Maximalkraft  $F_{x,zyk,max}$  der zug-schwellenden Belastung definiert durch den Lastfaktor  $\beta$  (Verhältnis der Maximalkraft  $F_{x,zyk,max}$  zur maximalen statisch übertragbaren Kraft  $F_{x,max}$ ): 70 %, 80 % und 90 %.

Für die Reinigung der Reibflächen wird handelsüblicher Spiritus verwendet. Die Montagepaste vom Hersteller Dynamic (Typ F-023) wird im Fahrradsegment zur Erhöhung des Haftreibungskoeffizienten und zur Verringerung der Vorspannkraft von CFK-Klemmverbindungen eingesetzt.

Eine Übersicht der getesteten Verbindungen ist in Tabelle 5.8 angegeben. Die statischen Zugversuche werden ausschließlich bei Raumtemperatur durchgeführt. Aufgrund einer begrenzten Probenanzahl konnte zum Teil nur ein Versuch pro Verbindung durchgeführt werden.

Die Darstellung der Ergebnisse der nachfolgenden Abschnitte ist unterteilt in statische und zug-schwellende Belastung, in denen auf die genannten Einflussfaktoren eingegangen wird. Der Versuchsaufbau und die Füge­teile sind für beide Belastungsarten identisch.

Tabelle 5.8: Übersicht der durchgeführten Versuche mit doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen (unb. = unbehandelt, ger. = gereinigt)

Fügeteilpaarung	Reibungsbed.	$T$	statisch	zug-schwellend
CF-EP-QI/CF-EP-QI	unb./ger.	RT	5x	2x ( $\beta = 90\%$ )
CF-EP-BA/CF-EP-BA	unb./ger.	RT	5x	1x ( $\beta = 90\%$ )
CF-EP-UD/CF-EP-UD	unb./ger.	RT	4x	1x ( $\beta = 80\%$ ) 1x ( $\beta = 70\%$ )
CF-EP-QI/CF-EP-QI	unb./ger.	45 °C	-	1x ( $\beta = 90\%$ )
CF-EP-QI/CF-EP-QI	unb./ger.	70 °C	-	1x ( $\beta = 90\%$ )
CF-EP-BA/CF-EP-BA	unb./ger.	70 °C	-	2x ( $\beta = 90\%$ )
CF-EP-QI/CF-EP-QI	unb./ger.	95 °C	-	1x ( $\beta = 90\%$ )
CF-EP-BA/CF-EP-BA	unb./Öl	RT	1x	1x ( $\beta = 90\%$ )
CF-EP-BA/CF-EP-BA	unb./H <sub>2</sub> O	RT	1x	1x ( $\beta = 90\%$ )
CF-EP-QI/CF-EP-QI	unb./Paste	RT	1x	1x ( $\beta = 90\%$ )
CF-EP-UD/CF-EP-UD	rau/ger.	RT	1x	1x ( $\beta = 90\%$ )
Al/CF-EP-QI	unb./ger.	RT	2x	2x ( $\beta = 90\%$ )

Fügeteilpaarung	Reibungsbed.	$T$	statisch	zug-schwellend
Al/CF-EP-UD	unb./ger.	RT	2x	1x ( $\beta = 90\%$ )
St/CF-EP-QI	unb./ger.	RT	1x	1x ( $\beta = 90\%$ )
St/CF-EP-UD	unb./ger.	RT	2x	2x ( $\beta = 90\%$ )
			$\Sigma = 25$	$\Sigma = 20$

### 5.4.1 Betrachtete Schraubenverbindung und Probekörper

Die getestete doppelschnittige M8 Schraubenverbindung ist in Abbildung 5.15 dargestellt. Die eingesetzte Messtechnik (DMS-Schraube, Kraftmessring und Thermolemente) und die Fügeteilwerkstoffe (CF-EP-QI-4.0, CF-EP-BA-4.0, CF-EP-UD-4.0 und St) sind identisch zu denen der Vorspannkraftmessungen (vgl. Abschnitt 4.1.1). Bei den CF-EP/Metall-Verbindungen befinden sich die metallischen Fügeteile stets außen.

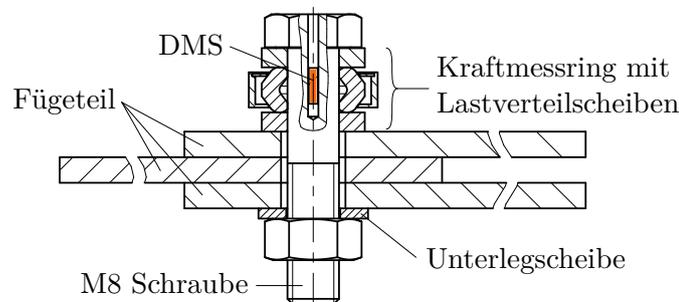


Abbildung 5.15: Geprüfte doppelschnittige M8 Schraubenverbindungen

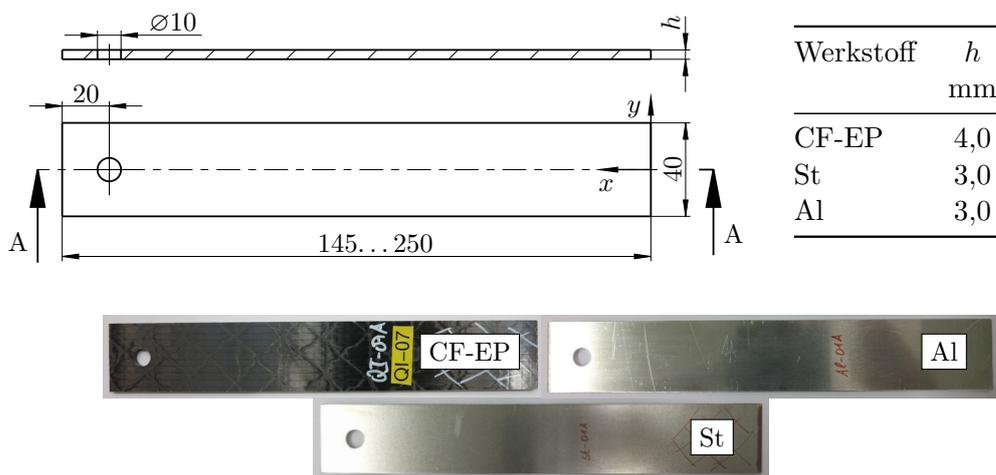


Abbildung 5.16: Probekörper zur Untersuchung der reibschlüssigen Lastübertragung in doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen

Die Fügeteilgeometrie ist Abbildung 5.16 zu entnehmen. Die Ausgangslänge der Fügeteile beträgt in Abhängigkeit des zur Verfügung stehenden Materials 220 mm bzw. 250 mm. Die Bohrung für die M8 Schraube wird als grobe Durchgangsbohrung ausgeführt ( $\varnothing 10$  mm), um sicherzustellen, dass die Zugkraft bis zum vollständigen Gleiten der Fügeteile ausschließlich durch Reibung übertragen wird. Da die Proben wiederverwendet werden, wird nach jedem Versuch das Ende der Proben mit der Bohrung abgesägt (35 mm) und anschließend eine neue Bohrung mit identischem Randabstand angebracht. Dadurch können die Fügeteile bis zu einer minimalen Länge von 145 mm zwei- bis dreimal wiederverwendet werden.

### 5.4.2 Statische Belastung

Die doppelschnittigen Schraubenverbindungen werden statisch bis zum Gleiten der Fügeteile belastet. Aus den gemessenen Zugkraft-Verschiebungskurven  $F_x(u)$  und Vorspannkraft-Verschiebungskurven  $F_V(u)$  werden die effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  ermittelt und der Einfluss des Lagenaufbaus der Fügeteile, der Fügeteilpaarung und der Reibungsbedingungen untersucht.

Für die Durchführung der statischen Versuche wird eine Zugprüfmaschine (Zwick Z150) verwendet, Abbildung 5.17. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 0,3 mm/min. Die Messung der Zugkraft  $F_x$  und der Verschiebung  $u$  erfolgt mit den Standardaufnehmern der Zugprüfmaschine.



Abbildung 5.17: Zugprüfmaschine zur Untersuchung der reibschlüssigen Lastübertragung doppelschnittiger M8 Schraubenverbindungen unter statischer Belastung

### Charakteristische Kraft-Verschiebungskurven und deren Auswertung

Aus den Zugversuchen ergeben sich im Wesentlichen drei charakteristische Zugkraft-Verschiebungsverläufe  $F_x(u)$ , Abbildung 5.18 links. Die zugehörigen Vorspannkraftverläufe  $F_V(u)$  können dem rechten Diagramm in Abbildung 5.18 entnommen werden. Die Vorspannkraft-Verschiebungsverläufe  $F_x(u)$  sind gekennzeichnet durch:

- Typ a: stetiger Übergang vom Haften zum Gleiten und konstante Zugkraft  $F_x$  während des Gleitens,
- Typ b: sprunghafte Abnahme der Zugkraft  $F_x$  mit dem Beginn oder während des Gleitens und anschließendem Kraftanstieg (Stick-Slip-Effekt) und
- Typ c: stetiger Übergang vom Haften zum Gleiten und stetiger Anstieg der Zugkraft  $F_x$  während des Gleitens.

Der Zugkraft-Verschiebungsverlauf  $F_x(u)$  ist u.a. von der Fügeteilpaarung und den Reibungsbedingungen abhängig. Demnach zeigen die Zugversuche der doppelschnittigen Schraubenverbindungen mit einer CF-EP/CF-EP-Paarung vorwiegend eine konstante Gleitreibungskraft (Typ a) und vereinzelt Verläufe mit sprunghafter Abnahme der Gleitreibungskraft (Typ b). Versuche mit CFK/Metall-Paarungen liefern ausschließlich Verläufe vom Typ c.

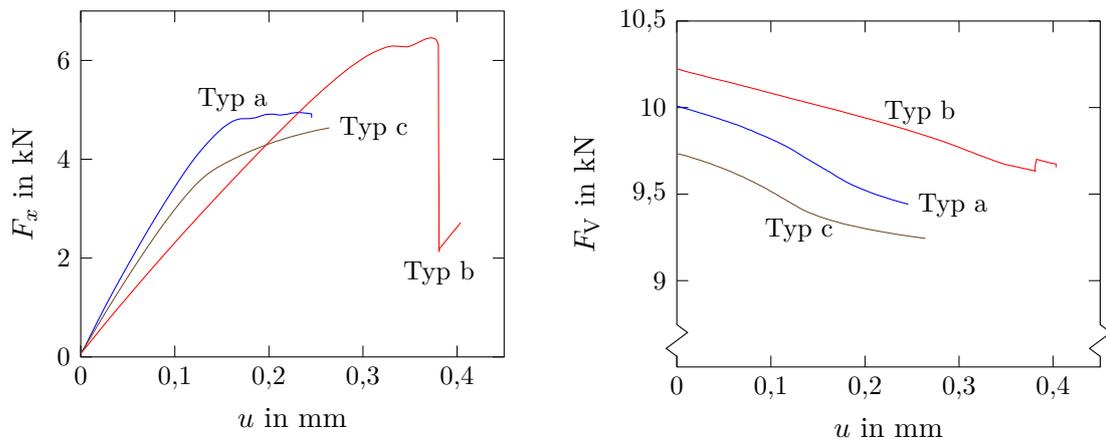


Abbildung 5.18: Charakteristische Kraft-Verschiebungskurven der doppelschnittigen Schraubenverbindungen mit CF-EP-Fügeteilen ermittelt aus statischen Zugversuchen

Die Vorspannkraft-Verschiebungskurven vom Typ a und c (vgl. Abbildung 5.18 rechts) zeigen einen vergleichbaren stetigen Verlauf. Dieser ist zu Beginn linear abnehmend, anschließend progressiv und im weiteren Verlauf degressiv. Im Gegensatz dazu zeigt die Kurve b einen sehr schwach ausgeprägten progressiven Bereich und eine Unstetigkeit bei der sprunghaften Abnahme der Zugkraft  $F_x$ .

Die maximal übertragbare Kraft  $F_{x,\max}$  wird für die unterschiedlichen Zugkraft-Verschiebungsverläufe  $F_x(u)$  wie folgt festgelegt:

- Typ a und b: Bei diesen Zugkraftverläufen wird das erste (lokale) Maximum der Zugkraft als maximal übertragbare Kraft festgelegt und mit der Lage des charakteristischen Knickpunktes (Beginn des vollständigen Gleitens in der FE-Analyse, vgl. Abschnitt 5.2) der Vorspannkraft-Verschiebungskurven  $F_V(u)$  auf Plausibilität geprüft, Abbildung 5.19 links.
- Typ c: Da bei diesen Kurven weder ein Maximum der Zugkraft noch ein eindeutiger „Knickpunkt“ in den Vorspannkraft-Verschiebungskurven  $F_V(u)$  vorliegen, wird eine maximal zulässige Differenzverschiebung  $\Delta u_G$  definiert, Abbildung 5.19 rechts. Dazu wird eine Gerade mit der Steigung der Zugkraft-Verschiebungskurve  $F_x(u)$  im linearen Bereich an  $F_x(u)$  angelegt und diese um den Wert  $\Delta u_G$  horizontal verschoben. Der Schnittpunkt dieser Geraden mit  $F_x(u)$  stellt die maximal übertragbare Kraft dar. Die maximal zulässige Differenzverschiebung wird bei den Al/CF-EP-Paarungen auf 0,02 mm und bei den St/CF-EP-Paarungen auf 0,01 mm festgelegt.

Die Berechnung des effektiven Haftreibungskoeffizienten erfolgt nach Gleichung (5.2). Dabei stellt  $F_{V0}$  die Vorspannkraft unmittelbar vor dem Aufbringen der Zugkraft ( $F_x = 0$ ) dar.

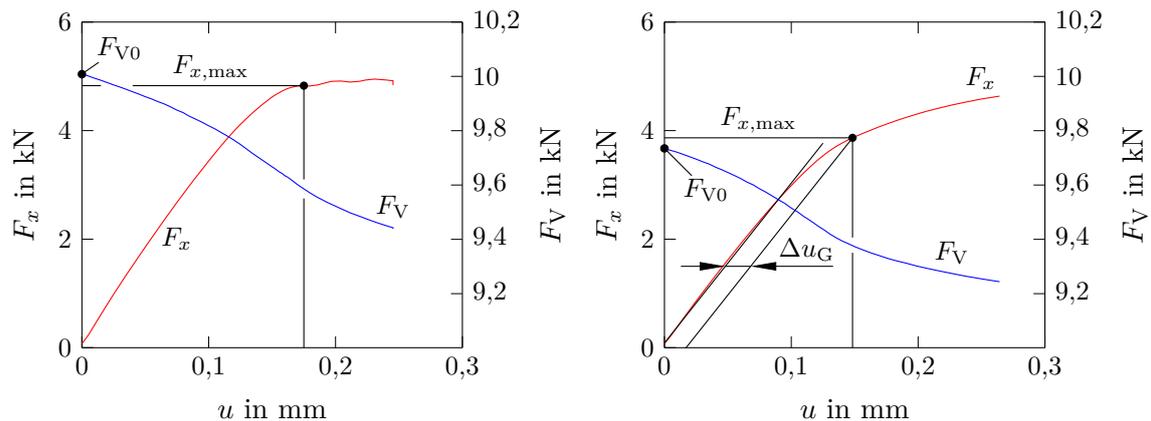


Abbildung 5.19: Bestimmung der maximal übertragbaren Kraft  $F_{x,\max}$  anhand eines lokalen Maximums (links) und einer maximal zulässigen Differenzverschiebung  $\Delta u_G$  (rechts) aus statischen Zugversuchen mit doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen

### Einfluss des Lagenaufbaus der CFK-Fügeteile

In Abbildung 5.20 sind die Mittelwerte des effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,\text{eff}}$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit den CF-EP/CF-EP-Paarungen dargestellt. Zwischen den Lagenaufbauten ergeben sich geringere Unterschiede, die unter Berücksichtigung der Messwertstreuung und des in der FE-Analyse gezeigten geringen Einflusses des Lagenaufbaus auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten im weiteren Verlauf vernachlässigt werden.

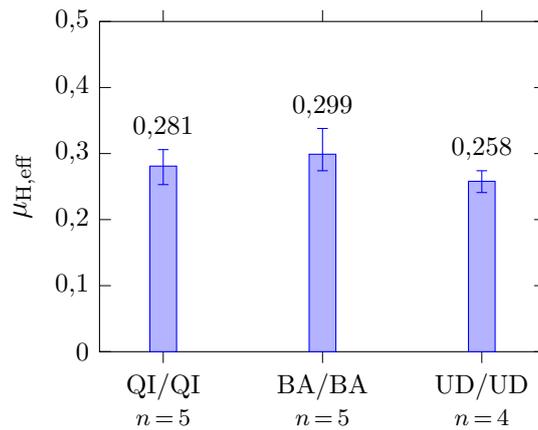
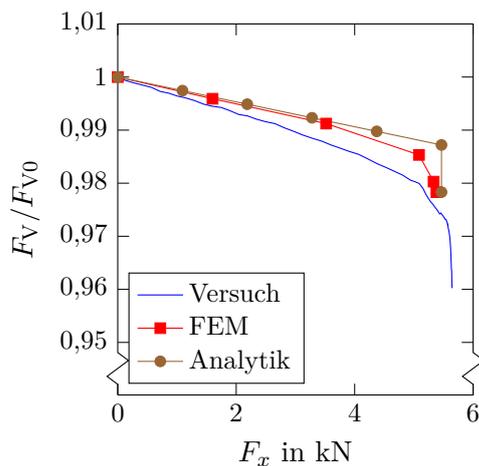


Abbildung 5.20: Einfluss des Lagenaufbaus (QI = CF-EP-QI:  $[0/90/+45/-45]_s$ , BA = CF-EP-BA:  $[0/90]_{2s}$ , UD = CF-EP-UD:  $[0]_{4s}$ ) auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  ermittelt aus statischen Zugversuchen an doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen, Reibungsbedingung: unbehandelt und gereinigt, Mittelwerte aus  $n$ -Versuchen mit min./max. Abweichung

Im Folgenden werden die Berechnungen den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Dazu wird das FE-Modell aus Abschnitt 5.2 aufgrund des unsymmetrischen Prüfaufbaus (Kraftmessring einseitig) zu einem Halbmodell erweitert. Die Vorspannkraft wird für diesen Fall mit speziellen Vorspannkraftelementen (PRETS179) erzeugt. Da die Nachgiebigkeit des Kraftmessringes unbekannt ist, wird in den Berechnungsmodellen der Kraftmessring durch einen Ersatzzylinder mit dem Innen- und Außendurchmesser der Lastverteilscheiben und einem Elastizitätsmodul von 210 GPa ersetzt. Die Berechnungen werden mit dem experimentell ermittelten Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,T}$  durchgeführt.



	$F_V / F_{V0}$ bei $F_{x,max}$	$F_{x,max}$ kN	Abweichung $F_{x,max}$ Theorie-Versuch
Versuch	0,975	5,389	
FEM	0,980	5,330	-1,1 %
Analytik	0,987	5,466	1,4 %

Abbildung 5.21: Lastübertragung der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit einer CF-EP-QI/CF-EP-QI-Fügeteilpaarung

Zum Vergleich zwischen Simulation und Versuch wird für die CF-EP-QI/CF-EP-QI-Paarung die Vorspannkraft  $F_V$  über der Zugkraft  $F_x$  aufgetragen, Abbildung 5.21. Es zeigt sich, dass unter der Zugbelastung die analytisch und numerisch ermittelte Vorspannkraft geringfügig größer ist als im Versuch. Als mögliche Ursachen sind die unbekannte Nachgiebigkeit des Kraftmessrings und das Auftreten von Setzeffekten im Versuch zu nennen. Die maximal übertragbaren Kräfte zeigen eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation.

### Einfluss der Fügeteilpaarung

Der Einfluss der Fügeteilpaarung auf die Lastübertragung wird anhand der Paarungen CF-EP/CF-EP, Al/CF-EP und St/CF-EP untersucht. Dazu werden die effektiven Haftreibungskoeffizienten aller CF-EP/CF-EP-Paarungen unabhängig vom Lagenaufbau zusammengefasst.

Wie aus Abbildung 5.22 hervorgeht, tritt bei den hybriden Verbindungen ein geringerer effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  als bei der reinen CF-EP-Verbindung auf. Dabei ist der effektive Haftreibungskoeffizient bei der St/CF-EP-Paarung geringer als bei der Al/CF-EP-Paarung.

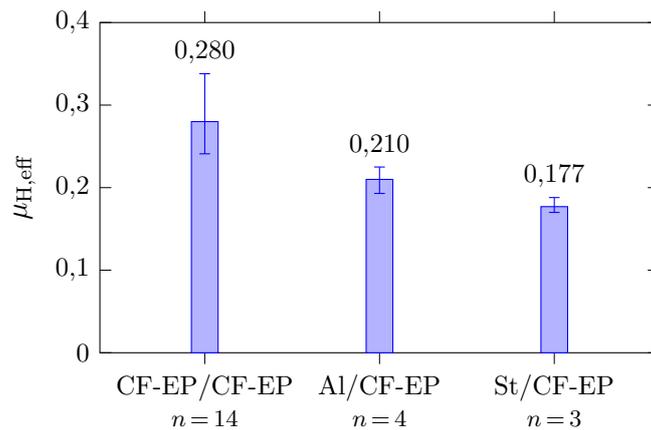


Abbildung 5.22: Effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen in Abhängigkeit der Fügeteilpaarung, Reibfläche: unbehandelt und gereinigt, Mittelwerte aus  $n$ -Versuchen mit min./max. Abweichung

Der Zugversuch der doppelschnittigen Schraubenverbindung mit der Al/CF-EP-Paarung wird, wie im Abschnitt 5.3 beschrieben, analytisch und numerisch nachgerechnet, Abbildung 5.23. Die FE-Simulation gibt den experimentellen Zugkraft-Vorspannkraftverlauf  $F_x(F_V)$  gut wieder. Die analytische Lösung zeigt nur bei geringen Zugkräften  $F_x$  eine gute Übereinstimmung mit dem Versuch bzw. der FEM. Als Ursache für die größere Vorspannkraftänderung in der FE-Simulation gegenüber der Analytik ist das lokale Gleiten in der Reibfläche anzuführen, welches bei der Al/CF-EP-Paarung früher einsetzt als bei

der CF-EP/CF-EP-Paarung nach Abbildung 5.21. Dies hat jedoch keine nennenswerte Auswirkung auf die berechnete maximal übertragbare Kraft  $F_{x,max}$  (vgl. Abbildung 5.23).

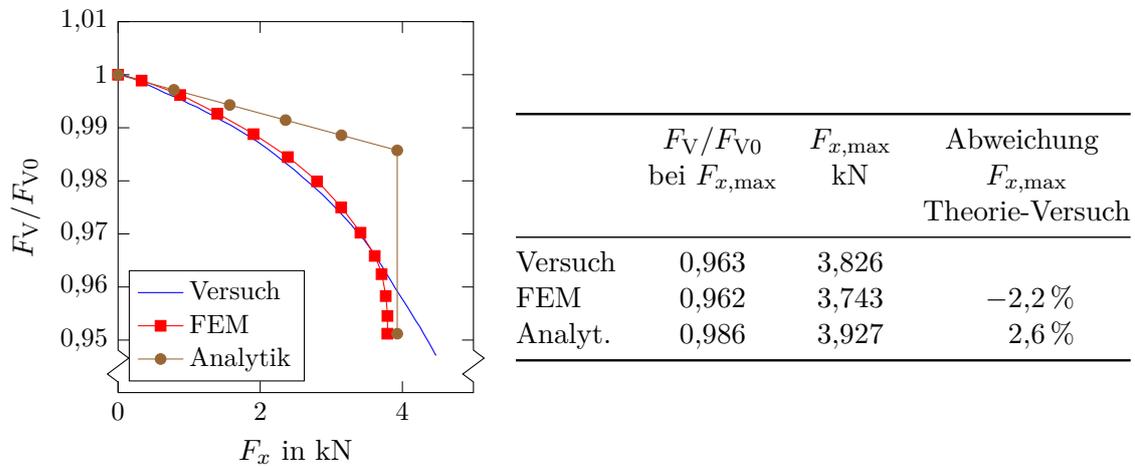


Abbildung 5.23: Lastübertragung einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit einer Al/CF-EP-Fügeteilpaarung

### Einfluss der Reibungsbedingung

Die Zugkraft-Verschiebungskurve  $F_x(u)$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung ist für ausgewählte Reibungsbedingungen in Abbildung 5.24 dargestellt. Es ist erkennbar, dass bei Verwendung der Montagepaste und durch das Aufrauen der CFK-Oberfläche im Gegensatz zu einer öligen Oberfläche deutlich höhere Lasten übertragen werden können.

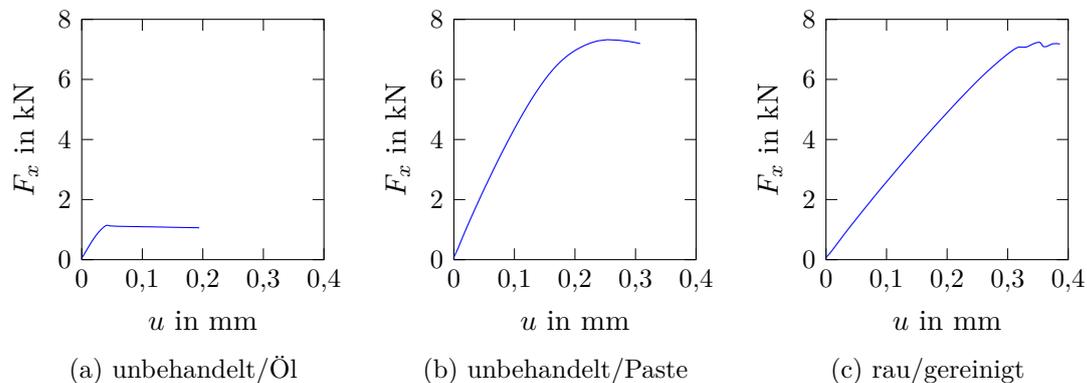


Abbildung 5.24: Einfluss der Reibungsbedingung auf die Lastübertragung der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit einer CF-EP/CF-EP-Paarung

In Abbildung 5.25 ist der Einfluss der Reibungsbedingung auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  der CF-EP/CF-EP-Paarungen dargestellt. Die Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung zu einer vorangegangenen Versuchsreihe [89]. Zum Vergleich ist der Wert bei einer unbehandelten und gereinigten Oberfläche aus Abbildung 5.22

angegeben. Es zeigt sich ein deutlicher Einfluss der Reibungsbedingung auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten. Die Kontaktmedien Öl und Wasser führen gegenüber einer unbehandelten und gereinigten Oberfläche erwartungsgemäß zu einer starken Abnahme des effektiven Haftreibungskoeffizienten um 68 % bzw. 37 %. Die Montagepaste erzeugt aufgrund der enthaltenen Partikel einen Mikroformschluss zwischen den Fügeteilen und bewirkt somit eine Erhöhung des effektiven Haftreibungskoeffizienten um 36 %. Ebenfalls erzeugt das Aufrauen der Reibflächen eine Erhöhung um 38 %.

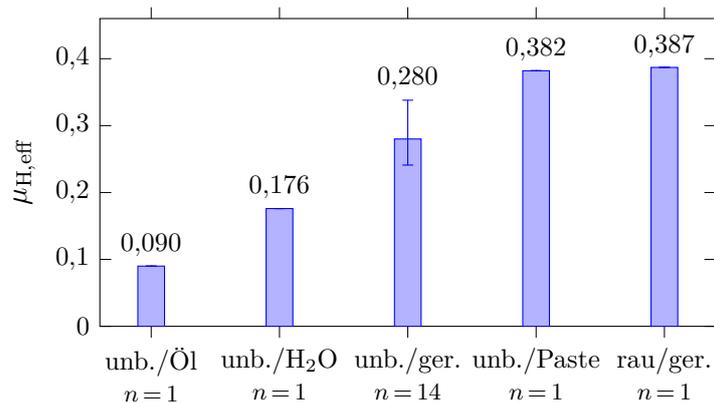


Abbildung 5.25: Einfluss der Reibungsbedingung auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit einer CF-EP/CF-EP-Paarung, unb. = unbehandelt, ger. = gereinigt, Mittelwerte aus  $n$ -Versuchen mit min./max. Abweichung

### 5.4.3 Zug-schwellende Belastung

Im Rahmen von zug-schwellenden Versuchen wird das Verhalten der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen unter zug-schwellender Belastung analysiert und die auftretenden Vorspannkraftänderungen ermittelt. Anhand von statischen Zugversuchen nach der zug-schwellenden Belastung wird die Änderung des effektiven Haftreibungskoeffizienten untersucht. Dabei wird der Einfluss der Fügeteilpaarung, der Temperatur und der Reibungsbedingung auf die Ergebnisse analysiert.

#### Versuchsdurchführung

Der Prüfablauf besteht aus drei Abschnitten, die in Abbildung 5.26 anhand der Zugkraft  $F_x$  und der Vorspannkraft  $F_V$  über der Zeit  $t$  skizziert sind:

1. Statischer Zugversuch zur Ermittlung von  $\mu_{H,eff,1}$ :  
Zur exakten Festlegung der zug-schwellenden Belastung wird vor jedem zug-schwellenden Versuch ein (erster) statischer Zugversuch unter Verwendung einer Zugprüfmaschine durchgeführt. Die daraus ermittelten effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff,1}$  wurden bereits in Abschnitt 5.4.2 aufgeführt.

2. Zug-schwellende Belastungsphase
3. Finaler statischer Zugversuch zur Ermittlung von  $\mu_{H,eff,2}$

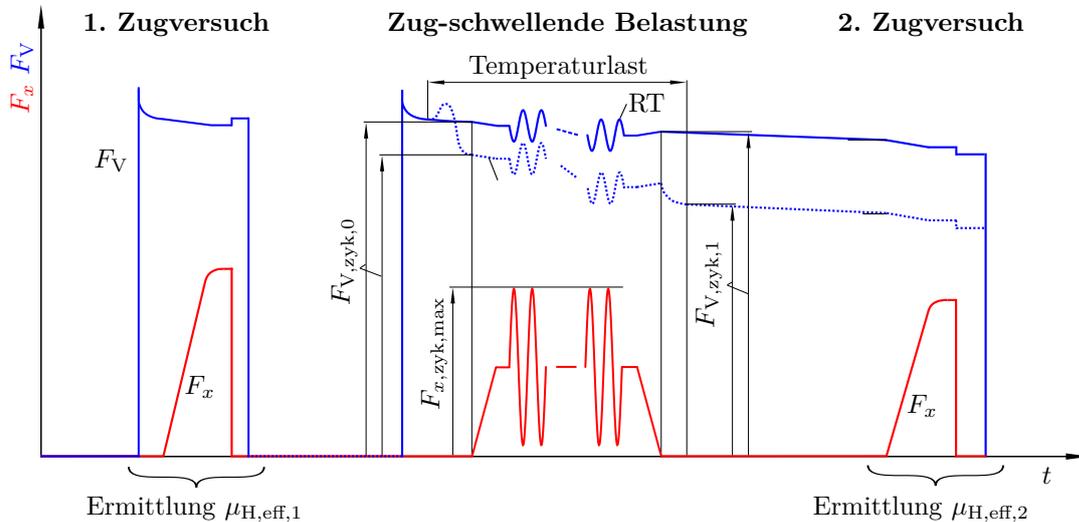


Abbildung 5.26: Durchführung der zug-schwellenden Versuche zur Untersuchung der reibschlüssigen Lastübertragung

Nach dem ersten statischen Zugversuch wird die doppelschnittige Schraubenverbindung demontiert und nach erneuter Reinigung der Reibflächen und dem Auftragen des Kontaktmediums (falls vorhanden) in der servohydraulischen Prüfanlage montiert, Abbildung 5.27. Alle zug-schwellenden Versuche werden in einer Temperaturkammer durchgeführt. Die

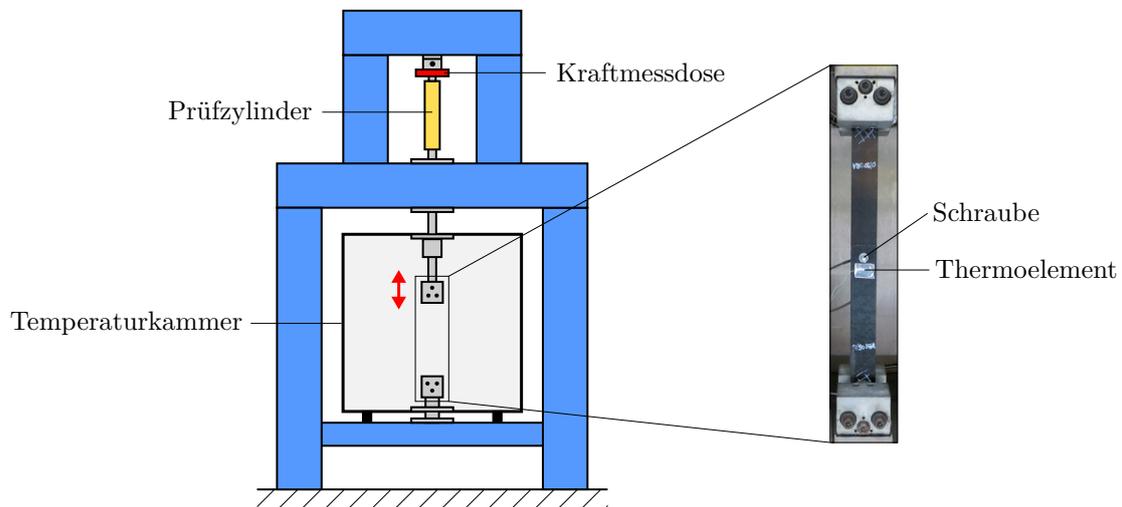


Abbildung 5.27: Prüfanlage mit Temperaturkammer zur Untersuchung der reibschlüssigen Lastübertragung unter zug-schwellender Belastung

Kraft- und Wegmessung erfolgt mit den Standardaufnehmern der Prüfanlage. Die Temperaturen werden mit Thermoelementen gemessen. Die zug-schwellende Belastung wird sinusförmig mit einer Prüffrequenz von 5 Hz (bei erhöhter Temperatur nach dem Aufheizen, Aufheizrate: 50 °C/h) aufgebracht.

Die Maximalkraft  $F_{x,zyk,max}$  der zug-schwellenden Belastung wird aus der Vorspannkraft  $F_{V,zyk,0}$  vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung, dem Lastfaktor  $\beta$  und dem effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff,1}$  aus dem zuvor durchgeführten statischen Zugversuch bestimmt:

$$F_{x,zyk,max} = 2\beta\mu_{H,eff,1}F_{V,zyk,0}. \quad (5.10)$$

Die minimale Kraft  $F_{x,zyk,min}$  der zug-schwellenden Belastung berechnet sich mit dem Lastverhältnis  $R$  zu:

$$F_{x,zyk,min} = RF_{x,zyk,max}. \quad (5.11)$$

Es wird eine maximale Lastwechselanzahl von  $1,7 \cdot 10^6$  festgelegt, welche bei einigen Versuchen auf  $2 \cdot 10^6$  Lastwechsel erhöht wird. Die Versuchsdauer beträgt somit 94,4 h (ca. 3,9 d) bzw. 111,1 h (ca. 4,6 d).

Der zug-schwellende Versuch bei 95 °C wird ohne die DMS-Schraube und den Kraftmessring aufgrund deren maximaler Einsatztemperatur von 70 °C bzw. 80 °C durchgeführt. Diese werden durch eine herkömmliche M8 Schraube und ein dicke Scheibe (vgl. Abschnitt 4.1.1) ersetzt. Die Montagevorspannkraft wird in diesem Fall anhand einer zuvor ermittelten Vorspannkraft-Drehmoment-Kennlinie aufgebracht.

Bei Erreichen der maximalen Lastwechselanzahl wird ein abschließender statischer Zugversuch bei Raumtemperatur zur Ermittlung des effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff,2}$  durchgeführt. Dazu werden die doppelschnittigen Schraubenverbindungen nach dem Abkühlen ohne die Schraube zu lösen aus der servohydraulischen Prüfanlage ausgebaut und in der Zugprüfmaschine geprüft.

### Ergebnisse der zug-schwellenden Belastungsphase

Alle zug-schwellenden Versuche erreichen unabhängig von der Fügeteilpaarung, Temperatur und Reibungsbedingung die festgelegte maximale Lastwechselanzahl von  $1,7 \cdot 10^6$  bzw.  $2 \cdot 10^6$ . Ein Versagen der doppelschnittigen Schraubenverbindungen (Rutschen, selbsttätiges Losdrehen) ist nicht aufgetreten.

Die Eigenerwärmung der doppelschnittigen Schraubenverbindung infolge der zug-schwellenden Belastung ist vernachlässigbar gering ( $\leq 1$  °C). Dies zeigen Temperaturmessungen an den Fügeteilen und Aufnahmen mit einer Wärmebildkamera, Abbildung 5.28.

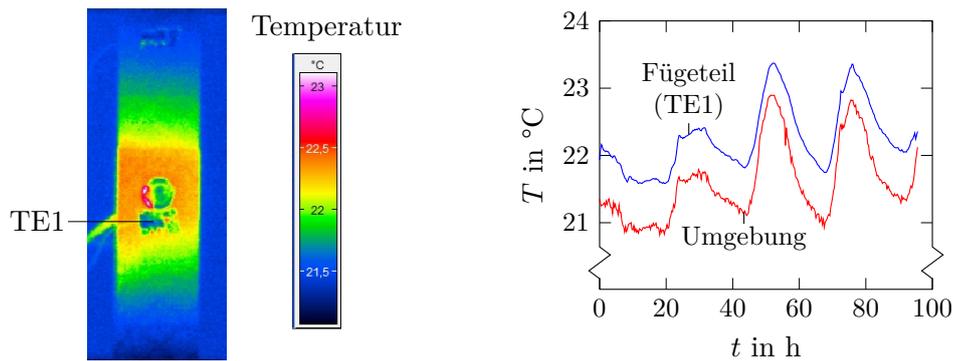


Abbildung 5.28: Temperaturmessung mit einer Wärmebildkamera (links) und Thermoelementen (TE, rechts) während der zug-schwellenden Belastung ( $f = 5 \text{ Hz}$ ) einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit CF-EP-Fügeteilen

Die zug-schwellende Belastung der doppelschnittigen Schraubenverbindung erzeugt aufgrund von Querkontraktionseffekten der Fügeteile eine sich ebenfalls zyklisch ändernde Vorspannkraft, Abbildung 5.29a. Neben der zyklischen Änderung der Vorspannkraft tritt eine Abnahme der mittleren Vorspannkraft auf, Abbildung 5.29b. Dies ist im Wesentlichen auf Setzvorgänge zurückzuführen und beschränkt sich auf die ersten  $5 \cdot 10^5$  Lastwechsel (ca. 24 h). Mit weiteren Lastwechseln bleibt die mittlere Vorspannkraft nahezu konstant.

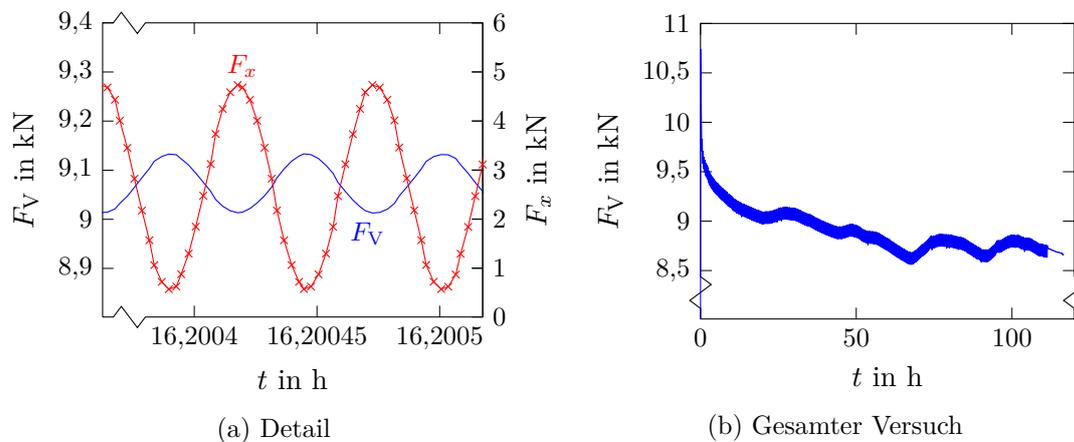


Abbildung 5.29: Vorspannkraft  $F_V$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung während der zug-schwellenden Belastung  $F_x$

In Abbildung 5.30 ist die Vorspannkraft  $F_{V,zyk,1}$  nach den zug-schwellenden Prüfungen bei Raumtemperatur mit dem Lastfaktor  $\beta = 90 \%$  und unbehandelter und gereinigter Reibfläche als Anteil der Vorspannkraft  $F_{V,zyk,0}$  vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung (und dem Aufheizen) dargestellt. Zum Vergleich ist die Vorspannkraft einer unbelasteten Verbindung ( $F_x = 0$ ) nach derselben Zeit angegeben (schraffierter Balken). Es zeigt sich, dass die Vorspannkraft  $F_{V,zyk,1}$  nach der zug-schwellenden Belastung bei den CF-EP/CF-EP-Paarungen geringer ist als bei den CF-EP/Metall-Paarungen. Dies ist im

Wesentlichen auf unterschiedlich stark ausgeprägte Setzvorgänge in den Reibflächen der Füge­teile zurückzuführen. In der CF-EP/CF-EP-Reibfläche werden die Rauigkeitsspitzen beider Füge­teile gleichermaßen eingedrückt, während in der CF-EP/Metall-Reibfläche im Wesentlichen nur die Rauigkeitsspitzen der weiche­ren CF-EP Oberfläche eingeebnet werden. Der Vergleich der Vorspannkraft nach der zug-schwellenden Belastung mit der ohne eine äußere Zugbelastung zeigt, dass die Vorspannkraft durch die zug-schwellende Belastung nur unwesentlich stärker reduziert wird.

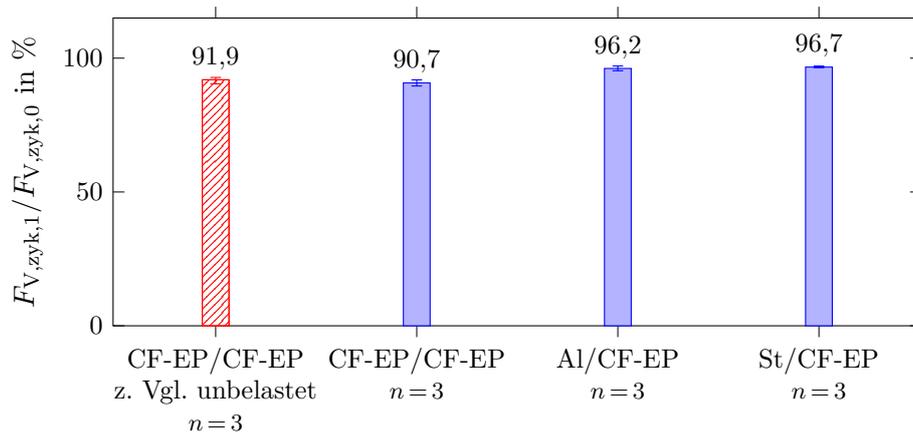


Abbildung 5.30: Vorspannkraft der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen nach zug-schwellenden Belastung ( $1,7 \cdot 10^6$  Lastwechsel über 94 h,  $\beta = 90 \%$ ) in Abhängigkeit der Füge­teilpaarung, RT, Reibungsbedingung: unbehandelt und gereinigt, Mittelwerte aus  $n$ -Versuchen mit min./max. Abweichung

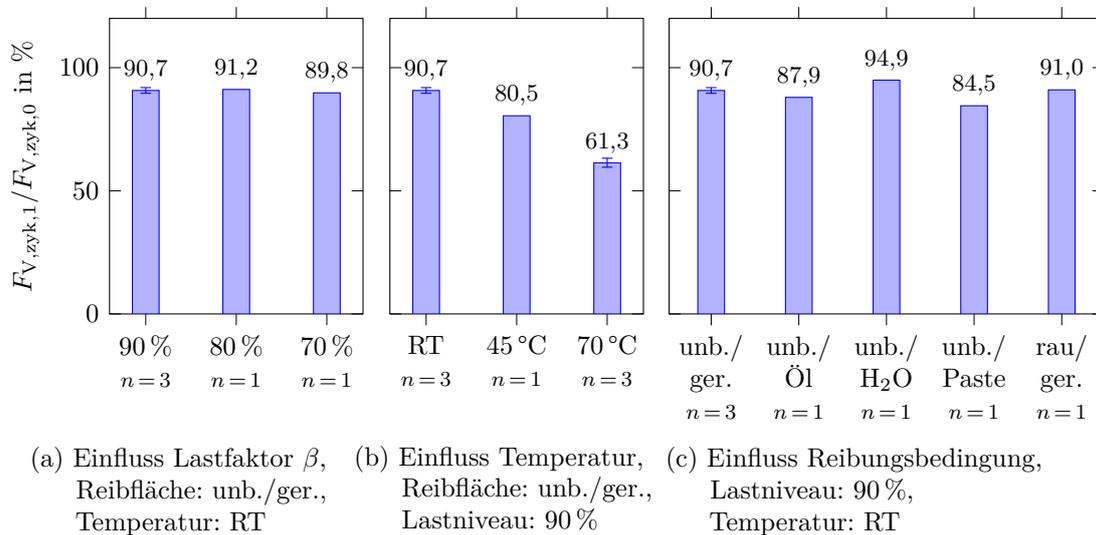


Abbildung 5.31: Vorspannkraft der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit CF-EP-Füge­teilen nach der zug-schwellenden Belastung ( $1,7 \cdot 10^6$  Lastwechsel über 94 h), unb. = unbehandelt, ger. = gereinigt, Mittelwerte aus  $n$ -Versuchen mit min./max. Abweichung

Der Einfluss der Maximalkraft der zug-schwellenden Belastung (Lastfaktor  $\beta$ ), der Prüftemperatur und der Reibungsbedingung auf die Vorspannkraft der CF-EP/CF-EP-Verbindungen nach der zug-schwellenden Belastung ist Abbildung 5.31 zu entnehmen. Die Höhe der Maximalkraft der zug-schwellenden Belastung zeigt keine nennenswerte Auswirkung auf die Vorspannkraft nach der zug-schwellenden Belastung (vgl. Abbildung 5.31a). Werden die zug-schwellenden Versuche unter erhöhter Temperatur durchgeführt, nimmt die Vorspannkraft deutlich ab (vgl. Abbildung 5.31b). Hier ist insbesondere das temperaturabhängige Kriechverhalten der EP-Matrix als Ursache anzuführen. Bei einer unbehandelten und gereinigten Reibfläche führt der Einsatz von Öl und der Montagepaste im Vergleich zu einer gereinigten Reibfläche zu einem größeren und der Einsatz von Wasser zu einem geringeren Vorspannkraftverlust (vgl. Abbildung 5.31c). Es wird vermutet, dass ein Großteil des Wassers bereits während der Montage herausgedrückt wird. Das Öl bzw. die Montagepaste fließen im Gegensatz dazu erst bei der zug-schwellenden Belastung aus der Trennfuge heraus, wodurch ein größerer Vorspannkraftverlust entsteht. Bei der rauen Reibfläche stellt sich nach der zug-schwellenden Belastung eine ähnliche Vorspannkraft wie bei der unbehandelten ein. Zu beachten ist hierbei der erhöhte Setzkraftverlust nach der Montage.

### Effektive Haftreibungskoeffizienten der finalen statischen Zugversuche

In den Abbildungen 5.32 und 5.33 ist der effektive Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff,2}$  nach der zug-schwellenden Belastung zusammen mit dem effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff,1}$  vor der zug-schwellenden Belastung dargestellt. Es ist zu erkennen, dass für alle Versuche der effektive Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff,2}$  nach der zug-schwellenden Belastung größer oder gleich dem effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff,1}$  vor der zug-schwellenden Belastung ist. Die Erhöhung des effektiven Haftreibungskoeffizienten resultiert im Wesentlichen aus einer Reibwerterhöhung in der Fügeteiltrennfuge, da sich infolge der zug-schwellenden Belastung die Oberflächen der Fügeteile zunehmend aneinander anpassen und sich damit die wahre Kontaktfläche vergrößert.

Die Reibwerterhöhung infolge der zug-schwellenden Belastung wird durch die Fügeteilpaarung der doppelschnittigen Verbindung beeinflusst (vgl. Abbildung 5.32). Für die metallischen Paarungen (Al/CF-EP, St/CF-EP) ist die relative Zunahme des effektiven Haftreibungskoeffizienten mit 45 % und 56 % größer als bei den CF-EP/CF-EP-Paarungen mit 26 %, jedoch sind die Absolutwerte  $\mu_{H,eff,2}$  nach der zug-schwellenden Belastung geringer.

Ein Einfluss der Maximalkraft der zug-schwellenden Belastung (Lastfaktor  $\beta$ ) auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff,2}$  kann nicht festgestellt werden (vgl. Abbildung 5.33a). Mit steigender Prüftemperatur der zug-schwellenden Belastung ist unter Berücksichtigung der Streuung die relative Reibwerterhöhung nahezu konstant (28,5 % bei 70 °C, vgl. Abbildung 5.33b).

Ein differenziertes Bild hinsichtlich der relativen Reibwertänderung ergibt sich bei unterschiedlichen Reibungsbedingungen (vgl. Abbildung 5.33c). Bei unbehandelten Fügeteiloberflächen tritt durch das Kontaktmedium Öl keine Reibwertänderung auf, während die

Kontaktmedien Wasser mit 22 % und Montagepaste mit 29 % eine ähnliche relative Reibveränderung hervorrufen wie bei einer gereinigten Oberfläche ohne Kontaktmedium (26 %). Das Aufrauen der Reibfläche bewirkt keine Änderung des effektiven Haftreibungskoeffizienten nach der zug-schwellenden Belastung.

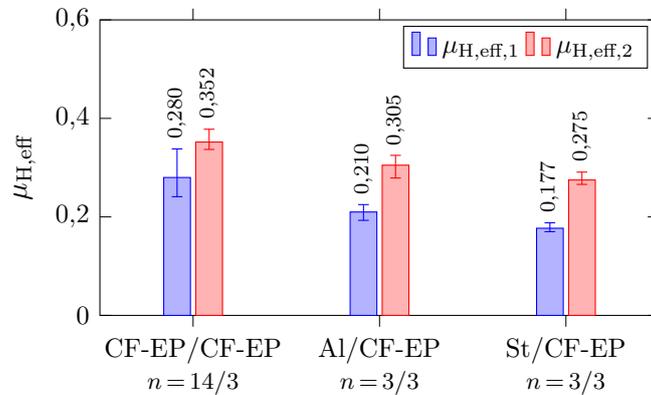
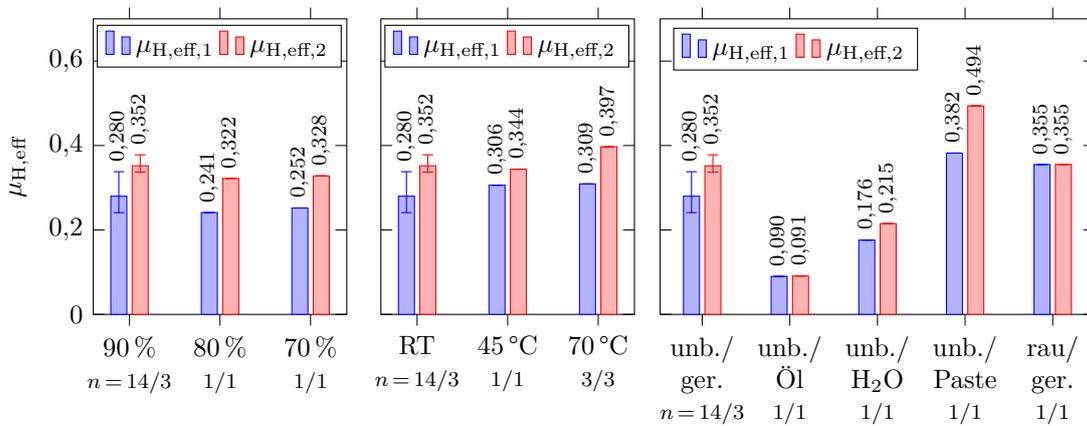


Abbildung 5.32: Effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen vor (1) und nach (2) der zug-schwellenden Belastung ( $1,7 \cdot 10^6$  Lastwechsel über 94 h) in Abhängigkeit der Fügepaarung, Reibungsbedingung: unbehandelt und gereinigt,  $T = RT$ ,  $\beta = 90 \%$ , Mittelwerte aus  $n$ -Versuchen mit min./max. Abweichung



(a) Einfluss Lastfaktor  $\beta$ , Reibfläche: unb./ger., Temperatur: RT  
 (b) Einfluss Temperatur, Reibfläche: unb./ger., Lastfaktor: 90 %  
 (c) Einfluss Reibungsbedingung, Lastfaktor  $\beta$ : 90 %, Temperatur: RT

Abbildung 5.33: Effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP/CF-EP-Paarungen vor (1) und nach (2) der zug-schwellenden Belastung ( $1,7 \cdot 10^6$  Lastwechsel über 94 h), unb. = unbehandelt, ger. = gereinigt,  $T = RT$ , Mittelwerte aus  $n$ -Versuchen mit min./max. Abweichung

## 5.5 Verschleißuntersuchungen

Bei reibschlüssigen CFK-Schraubenverbindungen können durch Relativbewegungen der Füge­teile in der Reibfläche Verschleißerscheinungen an der weichen Kunststoffoberfläche entstehen. Deren Ausprägung hängt u.a. von der Vorspannkraft, der Druckverteilung, dem Gleitweg und der Lastwechselszahl ab. Das Auftreten von Verschleißerscheinungen wird für die durchgeführten statischen und zug-schwellenden Versuche aus Abschnitt 5.4 untersucht und deren Einfluss auf die reibschlüssige Lastübertragung anhand weiterer statischer Zugversuche bestimmt.

Nach den statischen und zug-schwellenden Versuchen können Verschleißerscheinungen in unterschiedlicher Ausprägung an den CF-EP-Füge­teilen der doppelschnittigen Schraubenverbindungen beobachtet werden. Während bei den reinen CF-EP-Paarungen auf makroskopischer Ebene keine Verschleißerscheinungen auftreten, zeigen die CF-EP-Füge­teile der CF-EP/Metall-Paarungen leichte Verschleißerscheinungen an der Oberfläche. Dies ist in Abbildung 5.34 für das CF-EP-Füge­teil (CF-EP-QI) einer St/CF-EP-Paarung gezeigt. Nach dem ersten Zugversuch sind die Verschleißerscheinungen nur schwach ausgeprägt und nehmen durch die anschließende zug-schwellende und statische Belastung in Größe und Tiefe zu. Weiterhin entstehen starke Verschleißerscheinungen durch den Einsatz der Montagepaste, die im Wesentlichen auf die in der Montagepaste enthaltenen Micropearls zurückzuführen sind, Abbildung 5.35. Wie aus Schlibfbildaufnahmen hervorgeht (vgl. Abbildung 4.11 links in Kapitel 4), treten infolge einer reinen Vorspannkraftbelastung keine erkennbaren Schädigungen, wie Faserbruch, Zwischenfaserbruch oder Delamination, im Laminat auf.

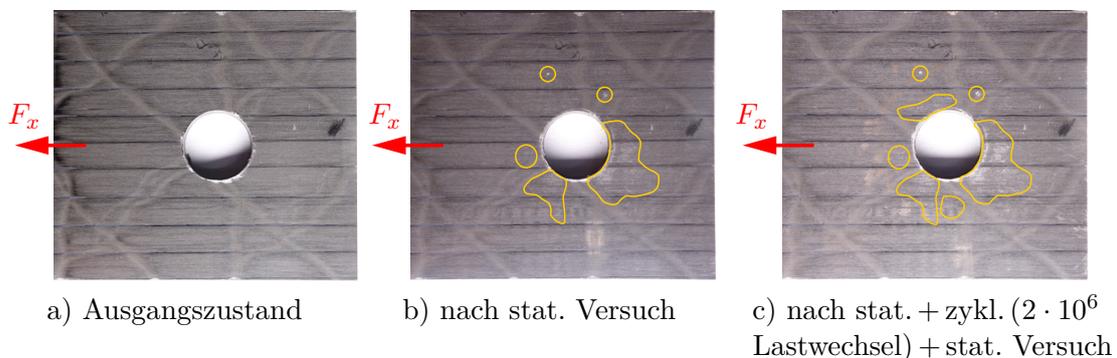


Abbildung 5.34: Verschleißerscheinungen an der Oberfläche der Kunststoffmatrix eines CF-EP-Füge­teils einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit einer St/CF-EP-Paarung,  $F_M = 10$  kN, Reibungsbedingung: unbehandelt und gereinigt,  $T = RT$ , Lagenaufbau:  $[0/90/+45/-45]_s$ , stat. = statisch, zykl. = zyklisch

Zur Untersuchung des Einflusses von Verschleißerscheinungen auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  werden an einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit quasi-isotropen CF-EP-QI-Füge­teilen mehrere Zugversuche bei unterschiedlichen Montagevorspannkraften  $F_M$  durchgeführt (vgl. Versuchsaufbau in Abschnitt 5.4.1). Dabei

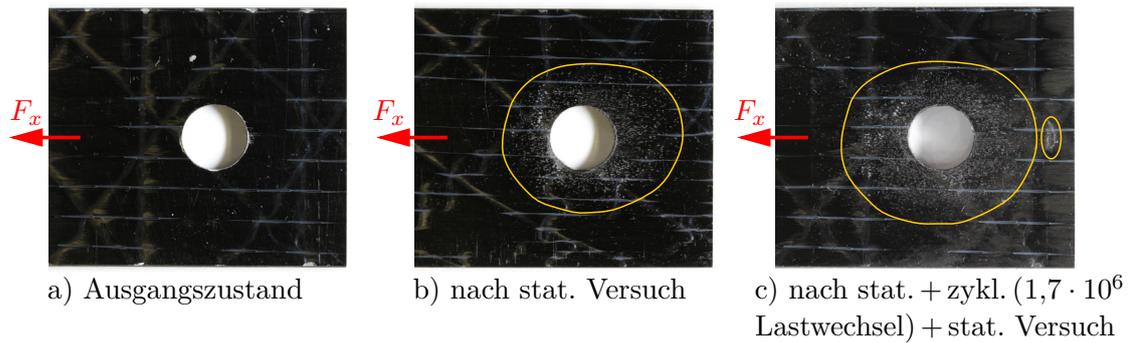


Abbildung 5.35: Einfluss der Montagepaste auf den Verschleiß eines CF-EP-Fügeteils einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit einer CF-EP/CF-EP-Paarung,  $F_M = 10 \text{ kN}$ ,  $T = \text{RT}$ , Lagenaufbau:  $[0]_{4s}$ , stat. = statisch, zykl. = zyklisch

wird die Montagevorspannkraft in 2 kN-Schritten von 2 kN auf 14 kN erhöht und bei jeder Stufe drei Zugversuche durchgeführt. Die Versuche werden bis zum Kontakt von Schraube und Fügeteil gefahren. Nach jedem Zugversuch erfolgt eine Demontage mit anschließender Neumontage der doppelschnittigen Schraubenverbindung.

Die Ergebnisse in Abbildung 5.36 zeigen, dass bei geringen Montagevorspannkraften von 2 kN bis 6 kN der effektive Haftreibungskoeffizient nahezu konstant ist. Ab einer Montagevorspannkraft von 8 kN nimmt der effektive Haftreibungskoeffizient im Mittel geringfügig zu und zeigt ab  $F_M = 12 \text{ kN}$  mit jedem weiteren Zugversuch eine Zunahme.

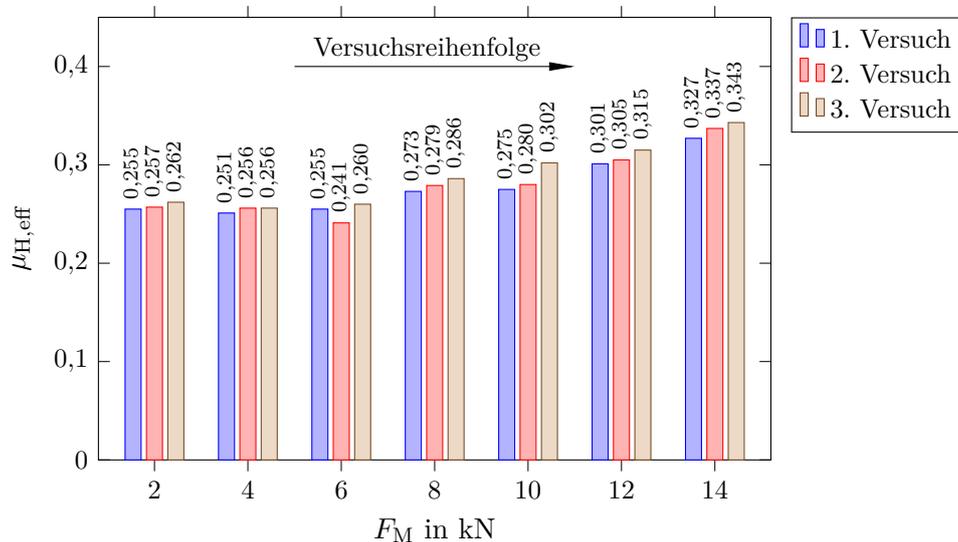


Abbildung 5.36: Einfluss der Montagevorspannkraft  $F_M$  und der Versuchsanzahl auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit CF-EP/CF-EP-Paarung, Lagenaufbau:  $[0/90/+45/-45]_s$

Bei Betrachtung der Reibflächen sind deutliche Verschleißerscheinungen erkennbar. Diese nehmen mit der Versuchsanzahl und der Höhe der Montagevorspannkraft zu. In Abbildung 5.37 ist dazu das mittlere CF-EP-Fügeteil nach dem dritten Versuch mit  $F_M = 14 \text{ kN}$  und die zugehörige Schubspannungsverteilung nach der FEM bei Beginn des vollständigen Gleitens als Indikator für die erwarteten Verschleißerscheinungen dargestellt. Der Vergleich zeigt, dass in den Bereichen der maximalen Schubspannung die größten Verschleißerscheinungen auftreten.

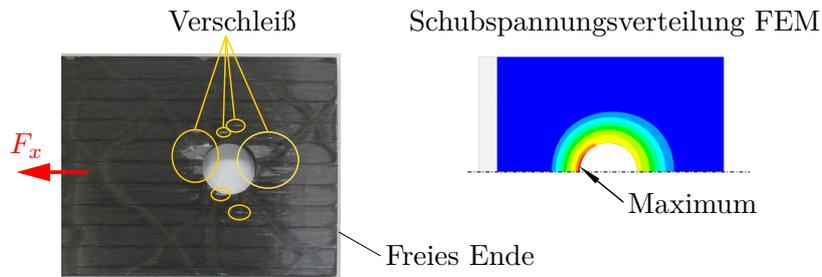


Abbildung 5.37: Verschleißerscheinungen an der Oberfläche eines CF-EP-Fügeteils der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung nach mehreren Zugversuchen mit steigender Montagevorspannkraft (links) und zugehörige Schubspannungsverteilung während des Gleitens (rechts), Lagenaufbau:  $[0/90/+45/-45]_s$

Aus den Untersuchungen geht hervor, dass auftretende Verschleißerscheinungen an der Oberfläche von CFK-Fügeteilen keinen negativen Einfluss auf die reibschlüssige Lastübertragung ausüben, sondern zu einer Erhöhung der maximal übertragbaren Kraft führen.

## 5.6 Zusammenfassung

Die Ergebnisse der analytischen, numerischen und experimentellen Untersuchungen der reibschlüssigen Lastübertragung in doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen können zusammengefasst werden:

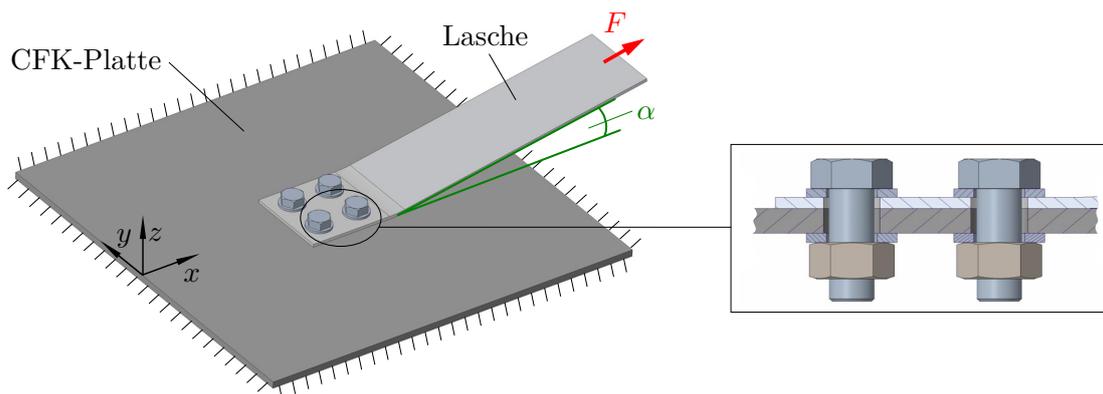
- Die Haftreibungsversuche zeigen einen Einfluss der Kunststoffmatrix auf den Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$ . Für eine CF-PA6/CF-PA6-Paarung ergibt sich ein höherer Wert von  $\mu_H = 0,333$  gegenüber einer CF-EP/CF-EP-Paarungen mit  $\mu_H = 0,268$ . Eine Temperaturabhängigkeit des Haftreibungskoeffizienten im untersuchten Temperaturbereich von  $22^\circ\text{C}$  bis  $80^\circ\text{C}$  ist nur für die CF-PA6-Paarungen erkennbar. Bei diesen nimmt der Haftreibungskoeffizient  $\mu_H$  mit der Temperatur ab.
- Aus einer dreidimensionalen FE-Analyse geht hervor, dass Fügeteilverformungen und Relativbewegungen zwischen den Fügeteilen die Lastübertragung beeinflussen. Das Gleiten beginnt lokal und setzt sich über die gesamte Reibfläche fort. Mit steigender Zugkraft nimmt die Vorspannkraft aufgrund von Querkontraktionseffekten der Fügeteile und Nachgiebigkeitsänderungen des verspannten Systems infolge von Gleitbewegungen ab. Dies reduziert die übertragbare Kraft um 1,5 % bis 5,3 %. Der

Vergleich der FE-Analysen mit statischen Versuchen zeigt eine gute Übereinstimmung.

- Der Querkontraktionseffekt der Füge­teile und die damit verbundene Vorspannkraftänderung wird analytisch ermittelt. Es zeigt sich im Allgemeinen eine gute Übereinstimmung mit der FEM, wobei die FEM geringere effektive Haftreibungskoeffizienten liefert, da die Nachgiebigkeitsänderungen des verspannten Systems durch Gleiten mit dem analytischen Modell nicht abgebildet werden. Kritisch zu betrachten sind unidirektionale CFK-Füge­teile, da bei diesen Laminaten die vergleichsweise größten Unsicherheiten in der Berechnung der Plattennachgiebigkeit  $\delta_p$  bestehen. Diese stellen jedoch ohnehin nur ein akademisches Beispiel dar und sind nicht für praktische Anwendungen relevant.
- Die analytischen und numerischen Berechnungen sowie die Haftreibungsmessungen und die Zugversuche zeigen, dass der Einfluss des Lagenaufbaus sowohl auf den Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  als auch auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  vernachlässigbar ist.
- Die Füge­teilverpaarung, Oberflächenbeschaffenheit und das Kontaktmedium beeinflussen signifikant die maximal übertragbare Kraft. Der gemessene effektive Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  liegt zwischen 0,09 und 0,387. Bei einer unbehandelten und gereinigten Reibfläche ergeben sich: 0,280 (CF-EP/CF-EP), 0,210 (Al/CF-EP) und 0,177 (St/CF-EP).
- Eine zug-schwellende Belastung mit 90 % der statischen Maximalkraft kann dauerhaft ( $1,7 \cdot 10^6$  Lastwechsel) übertragen werden, sofern für die Berechnung dieser Kraft die Vorspannkraft vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung verwendet wird. Auftretende Vorspannkraftverluste sind nicht kritisch. Zugversuche nach der zug-schwellenden Belastung liefern einen größeren effektiven Haftreibungskoeffizienten als vor der zug-schwellenden Belastung.
- Durch die statische und zug-schwellende Belastung der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen können Verschleißerscheinungen an den CFK-Füge­teilen auftreten. Dies betrifft insbesondere die CFK/Metall-Paarungen. Weiterführende Untersuchungen zeigen, dass diese Verschleißerscheinungen keinen negativen Einfluss auf die übertragbare Kraft haben, sondern diese sogar erhöhen.

## 6 Untersuchung eines realitätsnahen Lasteinleitungsszenarios

In Anlehnung an das eingangs erwähnte Projekt MAI Last (vgl. Lasteinleitung Sandwich in [4]) wird die reibschlüssige Lastübertragung einer einschnittigen Mehrschraubenverbindung numerisch und experimentell untersucht. Das betrachtete Lasteinleitungsszenario ist schematisch in Abbildung 6.1 dargestellt. Über eine Stahl-Lasche wird eine Zugkraft  $F$  unter dem Winkel  $\alpha$  mittig in eine allseitig fest eingespannte CFK-Platte eingeleitet. Die Stahl-Lasche wird mit vier M8 Sechskantschrauben (DIN EN ISO 4014) an die CFK-Platte (Lagenaufbau:  $[0/90]_{3s}$ ) angeschlossen. Der Bohrungsdurchmesser für die M8 Schrauben in der CFK-Platte und der Lasche beträgt 10 mm, damit die Schrauben nach allen Seiten etwa 1 mm Luft haben.



CFK-Platte ( $l \times b \times h$ )	250 mm x 250 mm x 4 mm
Lasche ( $l \times b \times h$ )	233 mm x 53 mm x 2 mm
Bohrungsmuster ( $\Delta x \times \Delta y$ )	26 mm x 26 mm

Abbildung 6.1: Lasteinleitungsszenario (schematisch) mit Angabe relevanter Abmessungen

Es werden drei Lastfälle in Abhängigkeit des Kraftangriffswinkels  $\alpha$  und der Temperatur  $T$  betrachtet, Tabelle 6.1. Der erste stellt eine reine in-plane Belastung ( $\alpha = 0^\circ$ ), der zweite eine kombinierte in- und out-of-plane Belastung ( $\alpha = 10^\circ$ ) und der dritte eine kombinierte in- und out-of-plane Belastung ( $\alpha = 10^\circ$ ) mit einer zusätzlichen Temperaturbeanspruchung von  $70^\circ\text{C}$  dar. Die nominelle Montagevorspannkraft der vier Schrauben beträgt 10 kN. Die Reibflächen sind glatt, unbehandelt und gereinigt.

Tabelle 6.1: Untersuchte Lastfälle des Lasteinleitungselementes

Lastfall	$\alpha$	$T$
1	$0^\circ$	RT
2	$10^\circ$	RT
3	$10^\circ$	$70^\circ\text{C}$

Im Rahmen einer FE-Analyse wird die reibschlüssige Lastübertragung des betrachteten Lasteinleitungsszenarios bei den Lastfällen 1 und 2 (vgl. Tabelle 6.1) untersucht und die maximal übertragbare Kraft  $F_{\max}$  ermittelt. Es werden statische und zug-schwellende Versuche mit allen Lastfällen durchgeführt und die maximal übertragbare Kraft  $F_{\max}$  sowie das Verhalten der Verbindung bei der zug-schwellenden Belastung ermittelt.

## 6.1 Finite-Elemente-Analyse

Das Ziel der FE-Analyse ist die Untersuchung der Lastübertragung bei den Lastfällen 1 und 2 und die Ermittlung der maximal übertragbaren Kräfte  $F_{\max}$ .

### 6.1.1 Modellierung

Die FE-Modellierung des Lasteinleitungselementes ist im Wesentlichen an die Modellierung der doppelschnittigen Schraubenverbindung aus Abschnitt 5.2.1 angelehnt. In der FE-Analyse wird ein Halbmodell des Lasteinleitungsszenarios betrachtet, Abbildung 6.2. Dargestellt sind die CFK-Platte (türkis), Stahl-Lasche (grau), Schraube (blau) und Scheiben (rot). Alle Komponenten werden mit 8-knotigen Volumenelementen (SOLID185) vernetzt. Das Modell besteht aus insgesamt 45 296 Volumenelementen, 54 588 Knoten und 163 764 Freiheitsgraden. Die CFK-Platte (Lagenaufbau:  $[0/90]_{3s}$ ,  $h = 4\text{ mm}$ ) wird mit 12 Elementen über der Dicke (ein Element pro Lage) und die Stahl-Lasche mit drei Elementen über der Dicke ( $h = 2\text{ mm}$ ) idealisiert.

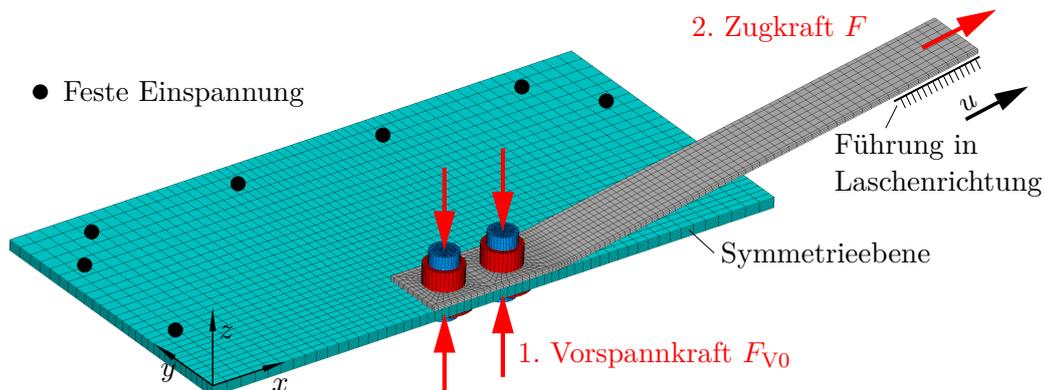


Abbildung 6.2: FE-Modell des Lasteinleitungselementes

Es wird für das gesamte Lasteinleitungselement linear elastisches Materialverhalten angenommen. Die Materialmodellierung der CFK-Platte mit dem Lagenaufbau  $[0/90]_{3s}$  erfolgt auf UD-Ebene mit den in Tabelle 6.2 angegebenen Kennwerten. Diese werden aus Datenblattangaben des verwendeten Prepregs (CF-EP) und Literaturwerten ermittelt. Das Laminatkoordinatensystem der CFK-Platte ist an das globale  $x$ - $y$ - $z$ -Koordinatensystem ausgerichtet, sodass die  $0^\circ$ -Lagen in  $x$ -Richtung verlaufen. Alle weiteren Komponenten (Lasche, Schrauben und Scheiben) bestehen aus Stahl (St) mit  $E = 210$  GPa und  $\nu = 0,3$ .

Tabelle 6.2: UD-Kennwerte der CFK-Platte (CF-EP) mit  $\varphi_F = 44,9\%$  (1 = Faserlängsrichtung), \*Datenblatt, \*\*Berechnung mit Literaturwerten

$E_1$	$E_2 = E_3$	$G_{12} = G_{13}$	$\nu_{12} = \nu_{13}$	$\nu_{23}$
89,404 GPa*	6,301 GPa*	2,945 GPa**	0,296**	0,468**

Voruntersuchungen haben gezeigt, dass eine feste Verbindung zwischen Schraubenkopf und Scheibe bzw. Mutter und Scheibe gegenüber einer reibungsbehafteten Kontaktmodellierung zu größeren Abweichungen insbesondere bei den berechneten Vorspannkräften führt. Daher werden alle Kontakte als surface-to-surface Kontakte mit den Masterelementen TARGET170 und Slaveelementen CONTA174 modelliert, Abbildung 6.3.

Für die numerische Stabilität werden an den Schrauben und den Scheiben jeweils in  $x$ - und  $y$ -Richtung zwei Feder-Dämpfer-Elemente vom Typ COMBIN14 [94] mit einer geringen Federsteifigkeit von 1 N/mm und einer vernachlässigbar geringen Viskosität angebracht (vgl. Abbildung 6.3). Das freie Ende der Federn wird fest eingespannt, sodass bei einer Verschiebung dieser Bauteile eine geringe Rückstellkraft erzeugt wird.

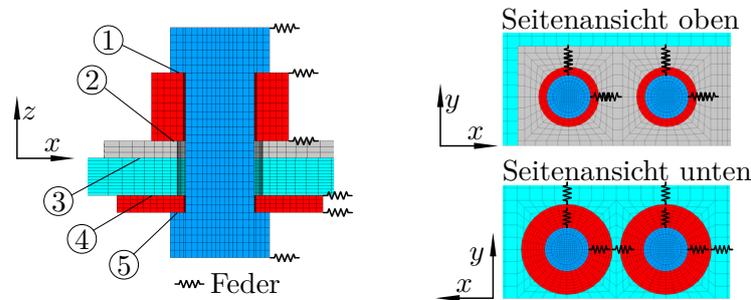


Abbildung 6.3: Modellierung der Schraubenverbindung mit Nummerierung der Kontakte

Das Reibungsverhalten wird mit dem Coulombschen Reibungsmodell mit identischer Haft- und Gleitreibungskraft ( $\mu_H = \mu_G$ ) charakterisiert. Die verwendeten Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  sind in Tabelle 6.3 angegeben. Für den Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  zwischen Lasche und CFK-Platte wird auf den gemessenen Wert aus den Zugversuchen der doppelschnittigen Schraubenverbindung für eine unbehandelte und gereinigte Oberfläche zurückgegriffen. Der Haftreibungskoeffizient  $\mu_H$  zwischen St/St wird zu 0,2 angenommen.

Tabelle 6.3: Verwendete Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  in der FE-Analyse (\*Annahme, \*\*Versuch)

Nr.	Paarung	Werkstoffe	$\mu_H$
①	Schrauben/Scheibe	St/St	0,20*
②	Scheibe/Lasche	St/St	0,20*
③	Lasche/Platte	St/CF-EP	0,18**
④	Platte/Scheibe	CF-EP/St	0,18**
⑤	Mutter/Scheibe	St/St	0,20*

Die CFK-Platte wird an den Rändern mit insgesamt 12 Schrauben an der Versuchsvorrichtung befestigt. An diesen Stellen wird die CFK-Platte im FE-Modell fest eingespannt (vgl. Abbildung 6.2). Das freie Ende der Lasche wird während der Simulation in Laschenrichtung geführt. Die initialen Vorspannkraften  $F_{V0}$  werden mit Vorspannkraftelementen vom Typ PRETS179 [94] erzeugt.

Die Lastfälle 1 und 2 werden jeweils in zwei Schritten aufgebracht:

1. initiale Vorspannkraft  $F_{V0}$  auf beide Schrauben gleichzeitig und
2. Zugkraft  $F$  durch Aufbringen einer zusätzlichen Verschiebung  $u$  in Kraftangriffsrichtung  $\alpha$  am freien Ende der Lasche.

### 6.1.2 Analyse der Lastübertragung

Aus der FE-Simulation werden die Zugkraft-Verschiebungskurven  $F(u)$  der Lastfälle 1 und 2 ermittelt. Diese sind in Abbildung 6.4 unter Angabe der Punkte des vollständigen Rutschens in den Kontaktflächen ① bis ⑤ dargestellt. Im Lastfall 1 ergibt sich aufgrund der in-plane Belastung gegenüber der kombinierten in- und out-of-plane Belastung im Lastfall 2 eine größere Anfangssteifigkeit. Die maximal übertragbaren Kräfte  $F_{\max}$  bei beidseitigem Rutschen der CFK-Platte unterscheiden sich mit 14,01 kN (Lastfall 1) und 13,69 kN (Lastfall 2) nur geringfügig.

Die Analyse zeigt, dass in den Lastfällen 1 und 2 das erste vollständige Rutschen zwischen der CFK-Platte und der Lasche (③  $\mu_H = 0,18$ ) eintritt. Bei weiterer Laststeigerung kommt es zum Rutschen zwischen der CFK-Platte und den Scheiben auf der Unterseite (④  $\mu_H = 0,18$ ). Ab diesen Lasten (ca. 10 kN bzw. 14 kN) nehmen die Steigungen der Zugkraft-Verschiebungskurven  $F(u)$  ab.

Die Gesamtverformung  $u_{\text{ges}}$  des Lasteinleitungselementes bei der maximal übertragbaren Zugkraft  $F_{\max}$  ist in Abbildung 6.5 dargestellt. Im Lastfall 1 entsteht aufgrund des eingeleiteten Biegemomentes ein Verkippen der Schrauben. Im Lastfall 2 wird die CFK-Platte durch die out-of-plane Komponente der Zugkraft  $F$  in  $z$ -Richtung verformt. Die Lasche erfährt dadurch eine Biegebeanspruchung.

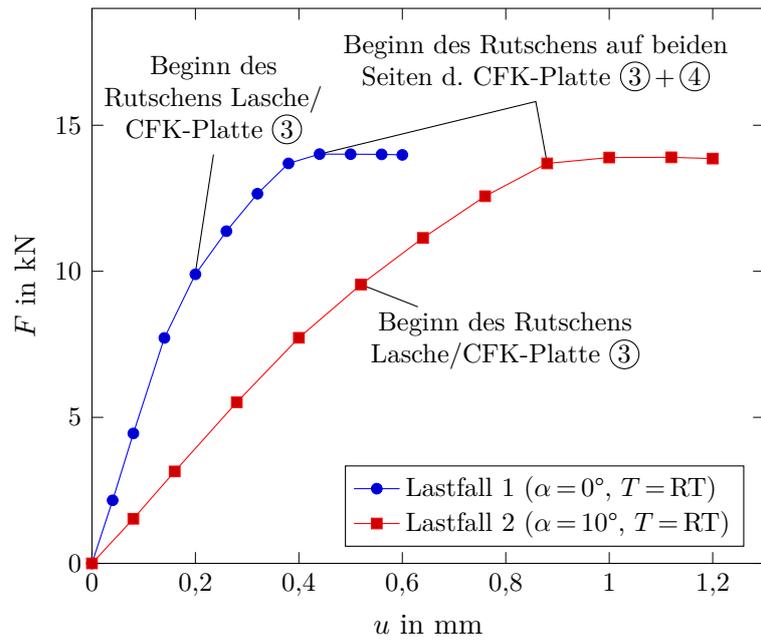
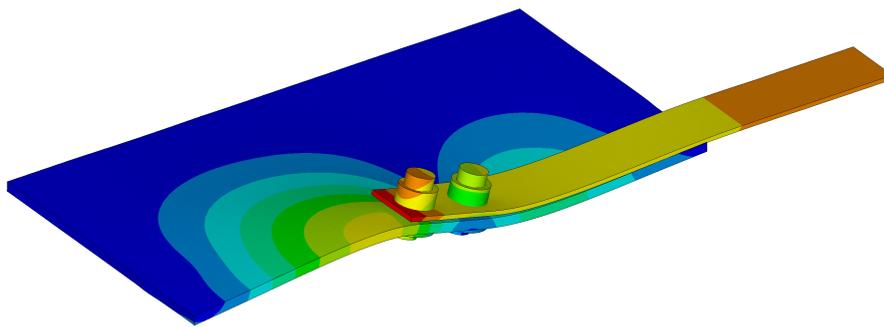
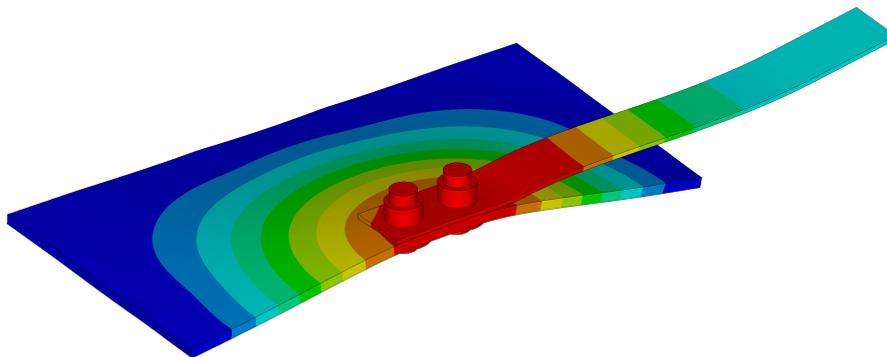


Abbildung 6.4: Reibschlüssige Lastübertragung des Lasteinleitungselementes, FEM



(a) Lastfall 1 ( $\alpha = 0^\circ$ ):  $u_{\text{ges}} = 0,64$  mm bei  $F_{\text{max}} = 14,0$  kN, Skalierungsfaktor der Darstellung: 20



(b) Lastfall 2 ( $\alpha = 10^\circ$ ):  $u_{\text{ges}} = 2,94$  mm bei  $F_{\text{max}} = 13,7$  kN, Skalierungsfaktor der Darstellung: 6

Abbildung 6.5: Verformung des Lasteinleitungselementes bei der maximal übertragbaren Kraft  $F_{\text{max}}$  mit farblicher Darstellung der Gesamtverformung  $u_{\text{ges}}$

In Abbildung 6.6 sind die zu Abbildung 6.4 zugehörigen Vorspannkraft-Verschiebungskurven  $F_V(u)$  und Vorspannkraft-Zugkraftkurven  $F_V(F)$  der Schrauben S1 und S4 für die Lastfälle 1 (links) und 2 (rechts) dargestellt. Es zeigt sich bei beiden Schrauben eine Abnahme der Vorspannkraft  $F_V$  mit zunehmender Verschiebung  $u$  bzw. Zugkraft  $F$ . Dies ist im Wesentlichen auf Querkontraktionseffekte der CFK-Platte und der Lasche sowie auf Nachgiebigkeitsänderungen des verspannten Systems durch Gleiten in den Kontaktflächen zurückzuführen. Die Vorspannkraft-Verschiebungskurven weisen eine signifikante Änderung der Steigung (Abknicken) bei  $u = 0,45$  mm im Lastfall 1 bzw.  $u = 0,9$  mm im Lastfall 2 auf. Wie aus dem Vergleich mit den  $F(u)$ -Kurven hervorgeht, beginnt an diesen „Knickpunkten“ das vollständige Rutschen auf beiden Seiten der CFK-Platte (③ + ④).

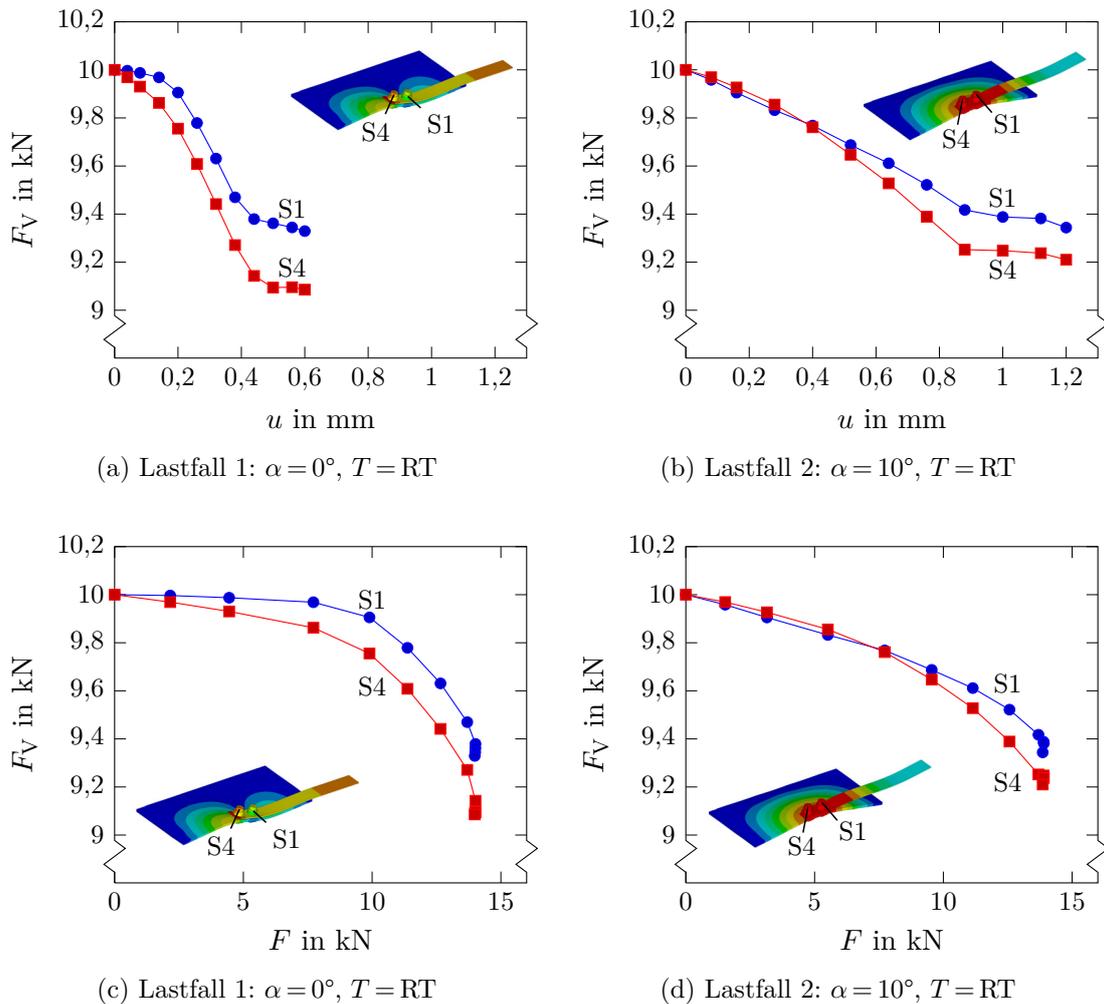


Abbildung 6.6: Vorspannkraftänderung des Lasteinleitungselementes infolge der Zugbelastung  $F$  ermittelt aus einer FE-Analyse

Innerhalb eines Lastfalles ergeben sich geringfügige Unterschiede zwischen der Vorspannkraft  $F_V$  der vorderen (S1) und hinteren Schraube (S4). Im Lastfall 1 (vgl. Abbildungen 6.6a und 6.6c) nimmt die Vorspannkraft  $F_V$  der Schraube S4 mit der Verschiebung  $u$

bzw. der Zugkraft  $F$  stärker ab als die der Schraube S1. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die vordere Schraube (S1) aufgrund des Verkippens des Lasteinleitungsbereiches eine zusätzliche Axialkraftbelastung erfährt. Dabei überträgt die vordere Schraube (S1) einen größeren Anteil der (in-plane) Zugkraft  $F$  als die hintere Schraube (S4). Das vollständige Rutschen zwischen CFK-Platte und Scheibe tritt zuerst bei der hinteren Schraube (S4) ein.

Aufgrund der out-of-plane Komponente der Zugkraft  $F$  im Lastfall 2 nehmen die Vorspannkraften  $F_V$  im Lastfall 2 weniger stark mit der Verschiebung  $u$  bzw. der Zugkraft ab als im Lastfall 1 (vgl. Abbildungen 6.6b und 6.6d). Ab dem beidseitigen Rutschen der CFK-Platte sind die Vorspannkraftabnahmen der Schrauben S1 und S4 in beiden Lastfällen nahezu identisch. Es zeigt sich, dass im Lastfall 2 die Vorspannkraften der vorderen (S1) und hinteren Schraube (S4) bei kleinen Verschiebungen zunächst weitestgehend identisch sind, während bei größeren Verschiebungen die Vorspannkraft der hinteren Schraube (S4) geringer ist als die der vorderen (S1). Das vollständige Rutschen zwischen CFK-Platte und Scheibe beginnt zuerst bei der hinteren Schraube (S4) und unmittelbar darauf bei der vorderen Schraube (S1).

Aus der maximal übertragbaren Kraft  $F_{\max}$  und der initialen Vorspannkraften  $F_{V0i}$  der Schrauben S1 bis S4 kann ein effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,\text{eff}}$  in Abhängigkeit des Kraftangriffswinkels  $\alpha$  ermittelt werden:

$$\mu_{H,\text{eff}} = \frac{F_{\max} \cos(\alpha)}{4 \sum_{i=1} F_{V0i}}. \quad (6.1)$$

Für den Fall des beidseitigen Rutschens der CFK-Platte kann unter der Annahme einer gleichmäßigen Aufteilung der in-plane Kraft auf alle vier Schrauben und konstanter Vorspannkraften  $F_{V0i}$  ein theoretischer effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,\text{eff}}$  angegeben werden:

$$\mu_{H,\text{eff}} = (\mu_{H,T} + \mu_{H,K\min}). \quad (6.2)$$

Darin bezeichnet  $\mu_{H,T}$  den Haftreibungskoeffizienten in der Trennfuge von CFK-Platte und Lasche (③:  $\mu_H = 0,18$ ) und  $\mu_{H,K\min}$  den geringsten Haftreibungskoeffizienten der Kontaktflächen ①, ②, ④, ⑤ ( $\mu_H = 0,18$ ) nach Abbildung 6.3. Querkontraktionseffekte der Füge­teile werden bei dieser Betrachtung nicht berücksichtigt.

In Tabelle 6.4 sind die numerisch ermittelten effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,\text{eff}}$  nach Gleichung (6.1) und zum Vergleich die analytisch berechneten nach Gleichung (6.2) für das beidseitige Rutschen der CFK-Platte angegeben. Für den Lastfall 2 ergibt sich aus der FE-Analyse ein um 3,4% geringerer effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,\text{eff}}$  als für den Lastfall 1. Die analytisch ermittelten Werte liegen aufgrund der nicht berücksichtigten Vorspannkraftänderungen infolge von Querkontraktionseffekten der Füge­teile und lokalem Gleiten über den numerisch ermittelten. Im Lastfall 1 zeigt sich eine gute und im Lastfall 2 eine akzeptable Übereinstimmung zwischen FEM und analytischer Berechnung.

Tabelle 6.4: Numerisch und analytisch ermittelte effektive Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  des Lasteinleitungselementes bei beidseitigem Rutschen der CFK-Platte

Lastfall	$F_{max}$	$\mu_{H,eff}$		Abweichung analytisch-FEM
	FEM	FEM	analytisch	
1	14,01 kN	0,350	0,360	2,8 %
2	13,69 kN	0,338	0,360	6,5 %

## 6.2 Experimentelle Untersuchungen

Das Lasteinleitungselement wird mit den Lastfällen 1 bis 3 statisch und zug-schwellend (Lastfaktor  $\beta = 90\%$ ,  $R = 0,1$ ) geprüft, Tabelle 6.5. Aus versuchstechnischen Gründen werden alle statischen Zugversuche bei Raumtemperatur durchgeführt. Die Ziele sind die Ermittlung der effektiven Haftreibungskoeffizienten und des Verhaltens unter zug-schwellender Belastung.

Tabelle 6.5: Getestete Lastfälle des Lasteinleitungselementes

Lastfall	$\alpha$	$T$	Versuchszahl	
			statisch	zug-schwellend
1	0°	RT	2	2
2	10°	RT	4	2
3	10°	70 °C	-	2
			$\sum 6$	$\sum 6$

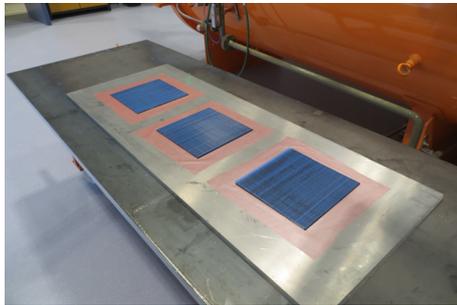
Sowohl die statischen als auch die zug-schwellenden Versuche werden in derselben Versuchsvorrichtung und mit denselben Probekörpern (CFK-Platte, Lasche, Scheiben, Schrauben und Muttern) durchgeführt. Somit werden insgesamt sechs CFK-Platten und sechs Stahl-Laschen verwendet. Auf die Herstellung der CFK-Platten wird im Folgenden eingegangen.

### 6.2.1 CFK-Platten

Die CFK-Platten (Lagenaufbau:  $[0/90]_{3s}$ ) werden von Hand gelegt und mit einem Autoklaven ausgehärtet, Abbildung 6.7. Hierfür werden Prepregs (HexPly<sup>®</sup> M79/34%/UD300/CHS, Flächengewicht  $M_F = 300 \text{ g/m}^2$ ) mit einer HS-Faser und EP-Matrix verwendet. Die Aushärtung im Autoklaven erfolgt bei 100 °C und 5 bar.

Jede CFK-Platte wird aus einem eigenen Laminat mit den Abmessungen 280 mm x 280 mm hergestellt, Abbildung 6.7a. Um auf der Ober- und Unterseite der CFK-Platte eine glatte Oberfläche zu erhalten, wird auf das sonst übliche Abreißgewebe verzichtet. Stattdessen werden nach dem Ablegen der Prepregs Trennfolien und Aluminiumplatten mit den Abmessungen der Prepreg-Zuschnitte aufgelegt, Abbildung 6.7b. Im Anschluss werden

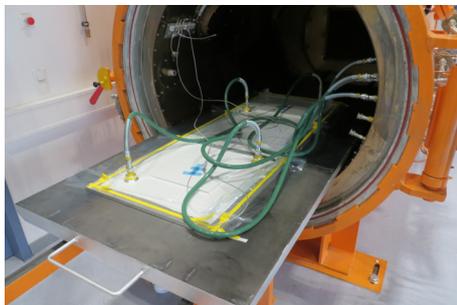
die Aufbauten Vakuum verpackt, Abbildung 6.7c. Nach dem Aushärten im Autoklaven werden die Laminare mit einer Trennmaschine auf 250 mm x 250 mm zugeschnitten und die Bohrungen eingebracht, Abbildung 6.7d.



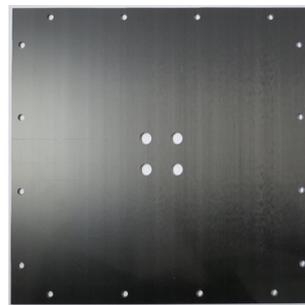
(a) Ablage der Prepreg-Zuschnitte



(b) Zuschnitte mit Aluminiumplatten



(c) Vakuumaufbau und Autoklav



(d) CFK-Platte nach der Fertigung

Abbildung 6.7: Fertigung der CFK-Platten mit modifiziertem Vakuumaufbau und Autoklav

Der Faservolumengehalt  $\varphi_F$  der CFK-Platten wird nach der Fertigung aus den mittleren Plattendicken  $\bar{h}_P$  ( $= 4,428$  mm) und den Datenblattangaben des Prepregs zum Flächengewicht  $M_F$  und der Dichte  $\rho_F$  der Faser ermittelt:

$$\varphi_F = \frac{12M_F}{\bar{h}_P\rho_F} = \frac{12 \cdot 0,3 \text{ kg/m}^2}{4,428 \text{ mm} \cdot 1,81 \text{ g/cm}^3} = 44,9 \%. \quad (6.3)$$

Der vorliegende Faservolumengehalt von 44,9 % ist für eine Autoklavfertigung mit Prepregs vergleichsweise gering. Dies ist auf den modifizierten Fertigungsprozess, bei dem das überschüssige Harz aufgrund der oben aufliegenden Aluminiumplatte nur an den Rändern der CFK-Platte und nicht wie üblich über deren gesamte Oberseite herausfließen kann, zurückzuführen.

### 6.2.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Der Versuchsaufbau für die statischen und zug-schwellenden Versuche ist in Abbildung 6.8 dargestellt. Die CFK-Platte wird mit 12 Schrauben an einem Prüfrahmens befestigt (8 mm

Randabstand). Dieser ist um den Winkel  $\alpha$  gegenüber der Vertikalen geneigt, sodass die Zugkraft  $F$  an der Lasche in vertikaler Richtung angreift.

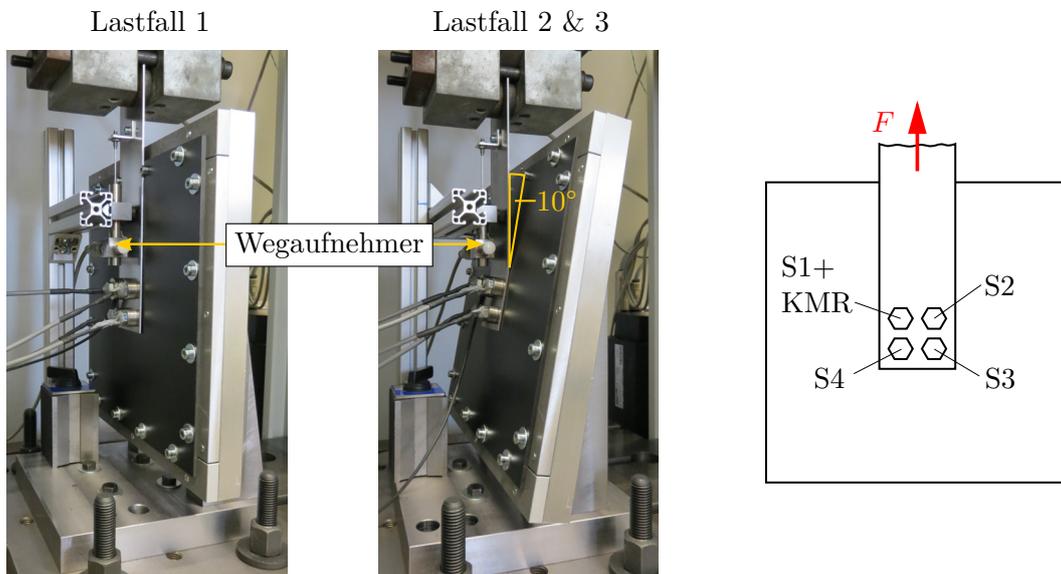


Abbildung 6.8: Versuchsaufbau zur statischen und zug-schwellenden Prüfung

Zur Messung der vier Vorspannkraften werden vier DMS-Messschrauben und ein Kraftmessring verwendet (vgl. Abschnitt 4.1.1). Der Kraftmessring wird zur zusätzlichen Messung der Vorspannkraft der Schraube S1 eingesetzt. Unter die Schraubenköpfe der DMS-Schrauben S2 bis S4 wird jeweils eine dicke Distanzscheibe mit einer Höhe von 8 mm (vgl. Abschnitt 4.1.1) eingelegt. Auf der Rückseite der CFK-Platte (Muttern-Seite) werden bei allen vier Schrauben Scheiben mit einer großen Auflagefläche (Karoseriescheiben) zur Verringerung der Flächenpressung verwendet. Die Zugkraft  $F$  und die Verschiebung  $u$  der Lasche werden mit den Standardaufnehmern der Prüfmaschine gemessen. Zur Absicherung der Verschiebungsmessung wird ein zusätzlicher Wegaufnehmer (W10, HBM) in vertikaler Richtung an der Lasche angebracht, der die Verschiebung der Lasche gegenüber der Grundplatte der Versuchsvorrichtung misst (vgl. Abbildung 6.8).

Alle statischen Zugversuche werden nacheinander mit einer Zugprüfmaschine (Zwick Z150) durchgeführt. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 0,3 mm/min. Es wird eine Vorlast von 2,5 kN (Lastfall 1) und 2 kN (Lastfall 2) aufgebracht von der aus entlastet und anschließend bis zum Rutschen belastet wird. Vor jedem statischen Zugversuch werden die Reibflächen (① bis ⑤) mit herkömmlichen Spiritus gereinigt.

Die zug-schwellenden Prüfungen werden nach Abschluss aller statischen Zugversuche in einer servohydraulischen Prüfanlage durchgeführt (vgl. Abbildung 5.27). Dabei wird das Lasteinleitungselement nach einer erneuten Reinigung der Reibflächen identisch zu den statischen Zugversuchen montiert.

Das Vorgehen zur Ermittlung der Maximalkraft  $F_{zyk,max}$  der zug-schwellenden Belastung entspricht dem in Abschnitt 5.4.3. Diese wird mit dem in den statischen Zugversuchen er-

mittelten effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$ , den Vorspannkräften  $F_{V0i}$  unmittelbar vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung und dem Lastfaktor  $\beta$  ermittelt:

$$F_{zyk,max} = \beta \cos(\alpha) \mu_{H,eff} \sum_{i=1}^4 F_{V0i}. \quad (6.4)$$

Bei den zug-schwellenden Versuchen unter erhöhter Temperatur (Lastfall 3) wird die zug-schwellende Belastung nach Beendigung des Aufheizvorganges (Aufheizrate: 50 °C/h) aufgebracht.

### 6.2.3 Statische Belastung

In Abbildung 6.9 sind die gemessenen Zugkräfte  $F$  über der Verschiebung  $u$ , ermittelt mit dem Standardwegaufnehmer der Zugprüfmaschine, dargestellt. Die Zugversuche wurden vor dem Auftreten eines signifikanten Kraftabfalls der Zugkraft  $F$  beendet, um etwaige Verschleißerscheinungen der CFK-Platte zu vermeiden. Um zu zeigen, dass prinzipiell ein weiterer Anstieg der Zugkraft  $F$  möglich ist, ist in diesem Diagramm ein separater Zugversuch (gestrichelte Linie) für den Lastfall 2 mit einer Test-CFK-Platte (Gewebepreg) abgebildet.

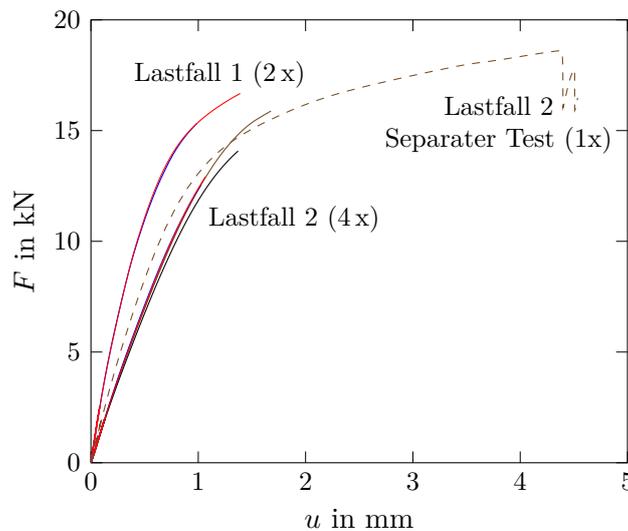


Abbildung 6.9: Statische Zugversuche am Lasteinleitungselement

Die in Abbildung 6.9 abgebildeten Zugkraft-Verschiebungskurven  $F(u)$  liegen innerhalb eines Lastfalls eng beieinander und zeigen Unterschiede zwischen den Lastfällen. So weisen die  $F(u)$ -Kurven des Lastfall 1 gegenüber denen des Lastfall 2 eine größere Anfangssteigung auf und gehen frühzeitiger in einen nichtlinearen Verlauf über. Der separate Zugversuch (gestrichelte Linie) zeigt einen ausgeprägten nichtlinearen Bereich mit stetig steigender

Zugkraft  $F$ , die erst nach einer Verschiebung  $u$  von mehr als 4 mm ihr Maximum erreicht und anschließend in ein Stick-Slip-Verhalten übergeht.

In den Abbildungen 6.10 und 6.11 sind die in den Lastfällen 1 und 2 mit den DMS-Schrauben S1 bis S4 gemessenen Vorspannkkräfte  $F_V$  über der Verschiebung  $u$  dargestellt. Im Lastfall 1 ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $T = RT$ ) ergeben sich mit Ausnahme der Schraube S3 weitestgehend ähnliche Vorspannkraft-Verschiebungskurven  $F_V(u)$ , Abbildung 6.10. Während die Vorspannkkräfte der Schrauben S1, S2 und S4 über den gesamten Zugversuch abnehmen, zeigt die Schraube S3 nach einer anfänglichen Abnahme der Vorspannkraft einen Anstieg der Vorspannkraft bis zu einem Maximum. Dies steht im Widerspruch zur Vorspannkraft der ebenfalls hinten gelegenen Schraube S4. Nachdem die in der FE-Analyse ermittelte Vorspannkraft den Vorspannkraftverlauf  $F_V(u)$  der Schraube S4 wiedergibt und auch in den zug-schwellenden Prüfungen kein Anstieg der Vorspannkraft beobachtet werden kann, ist das Messergebnis der Schraube S3 als kritisch anzusehen.

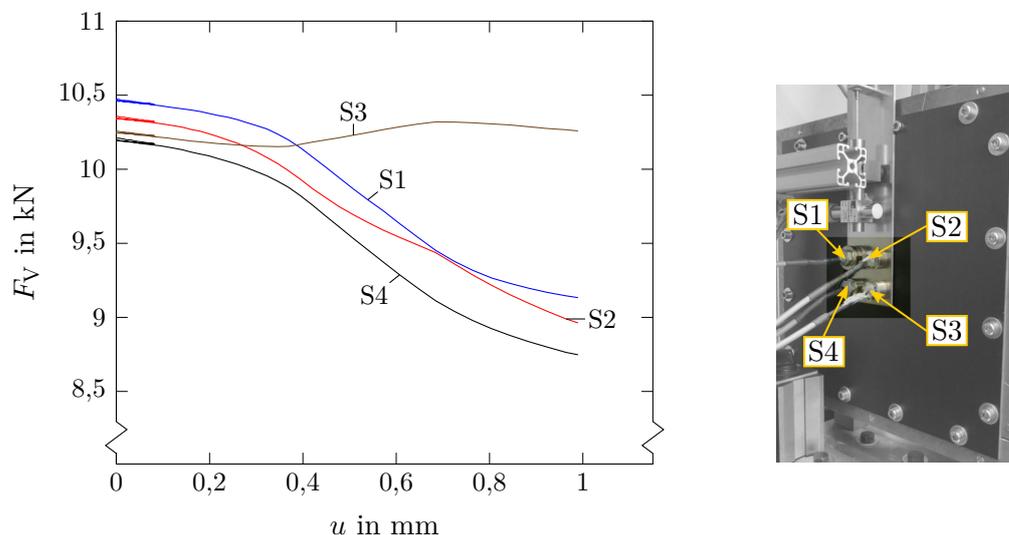


Abbildung 6.10: Vorspannkraftänderung des Lasteinleitungselementes während eines statischen Zugversuches des Lastfalls 1 ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $T = RT$ )

Im Lastfall 2 ( $\alpha = 10^\circ$ ,  $T = RT$ ) ergeben sich vergleichbare Vorspannkraft-Verschiebungskurven  $F_V(u)$  für alle Schrauben, Abbildung 6.11. Zu Beginn des Versuches verlaufen alle  $F_V(u)$ -Kurven horizontal und gehen anschließend in einen zunehmend progressiven Verlauf über, welcher gegen Ende des Versuches flacher wird (degressiv). Der Vergleich der Vorspannkkräfte gegenüberliegender Schrauben zeigt, dass die Vorspannkraftverläufe der hinteren Schrauben S3 und S4 eine hohe Übereinstimmung aufweisen, während bei den vorderen die Vorspannkraft der Schraube S2 stärker abnimmt als die der Schraube S1. Als mögliche Ursache kann der Einfluss des Kraftmessringes, der als zusätzliches „federndes“ Element die Vorspannkraftabnahme der Schraube S1 verringert, genannt werden.

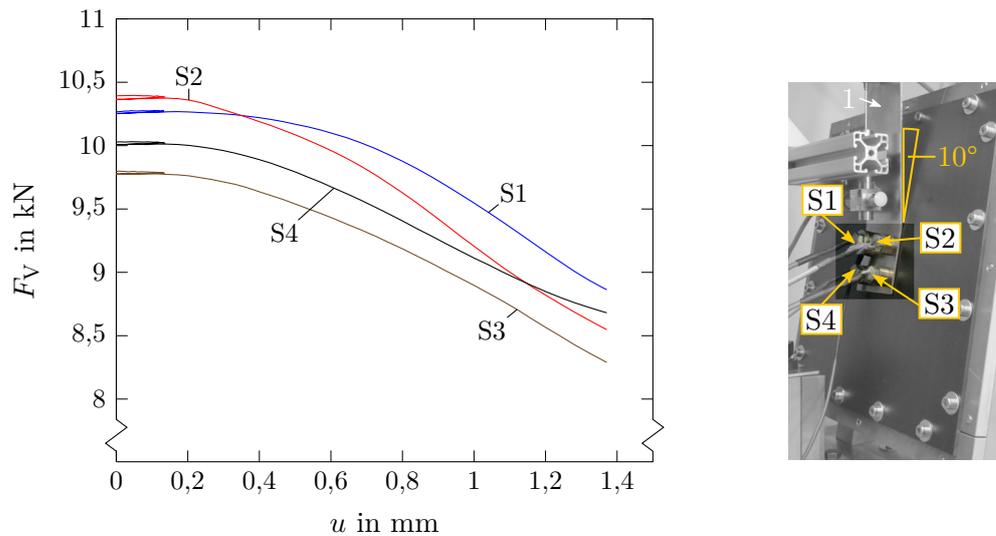


Abbildung 6.11: Vorspannkraftänderung des Lasteinleitungselementes während eines statischen Zugversuches des Lastfalls 2 ( $\alpha = 10^\circ$ ,  $T = RT$ )

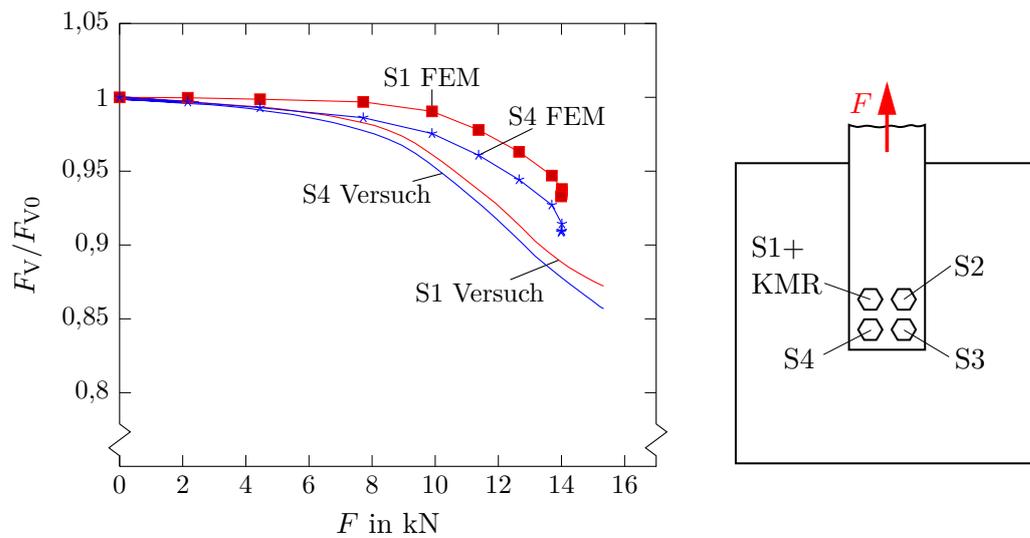
Die maximal übertragbaren Kräfte  $F_{\max}$  werden aus einer maximal zulässigen Differenzverschiebung  $\Delta u_G$  ermittelt (vgl. Abschnitt 5.4.2). Aus einem Vergleich der Zugkraft- und Vorspannkraftmessungen mit den FE-Berechnungen folgt, dass das vollständige Rutschen zwischen CFK-Platte und Stahl-Lasche bei einer Differenzverschiebung von 0,05 mm eintritt. Dieser Wert wird zur Berechnung der maximal übertragbaren Kraft  $F_{\max}$  herangezogen. Der effektive Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,\text{eff}}$  wird mit Gleichung (6.1) ermittelt.

Die Ergebnisse in Tabelle 6.6 zeigen, dass sich die maximal übertragbaren Kräfte  $F_{\max}$  und die effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,\text{eff}}$  bei den Lastfällen 1 und 2 nur unwesentlich voneinander unterscheiden. Dies bestätigt die Vorhersage der FE-Simulation (vgl. Tabelle 6.4). Zu beachten ist, dass die experimentellen Ergebnisse in Tabelle 6.6 für das Rutschen zwischen CFK-Platte und Lasche angegeben sind ( $\Delta u_G = 0,05$  mm). Die Zugkraft-Verschiebungskurven  $F(u)$  in Abbildung 6.9 zeigen jedoch, dass prinzipiell größere Zugkräfte als die angegebenen maximal übertragbaren Kräfte übertragen werden können. Insofern die damit verbundenen größeren Differenzverschiebungen  $\Delta u_G$  toleriert werden können, ergeben sich größere effektive Haftreibungskoeffizienten.

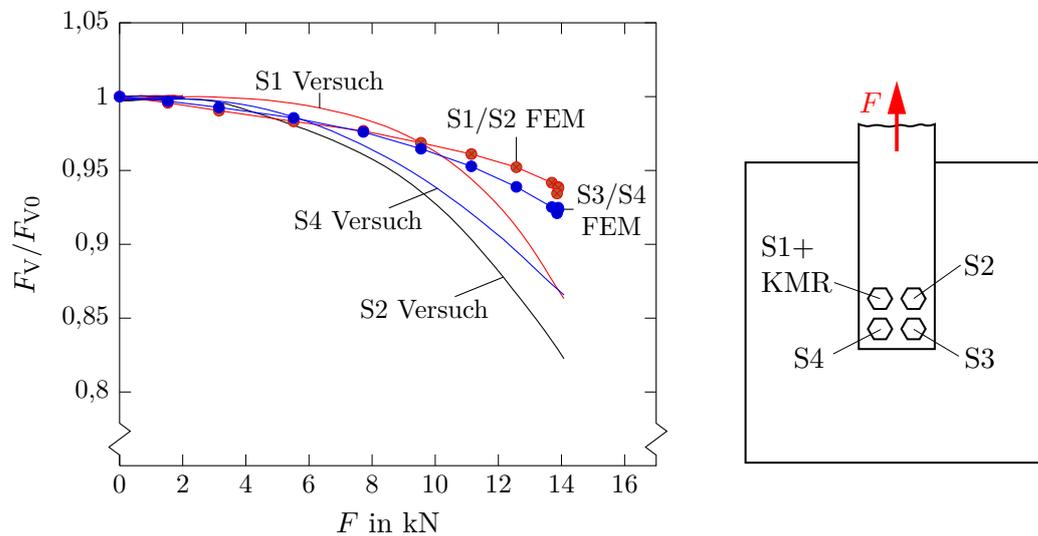
Tabelle 6.6: Ergebnisse der statischen Zugversuche, Mittelwerte aus  $n$ -Versuchen

Lastfall	$n$	$F_{\max}$	$\mu_{H,\text{eff}}$
1	2	7,548 kN	0,184
2	4	7,380 kN	0,180

In Abbildung 6.12 sind die experimentell und numerisch ermittelten Vorspannkraft-Zugkraftkurven  $F_V(F)$  bei den Lastfällen 1 und 2 bezogen auf die jeweilige initiale Vorspannkraft  $F_{V0}$  vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung dargestellt.



(a) Lastfall 1:  $\alpha = 0^\circ$ ,  $T = RT$



(b) Lastfall 2:  $\alpha = 10^\circ$ ,  $T = RT$

Abbildung 6.12: Reibschlüssige Lastübertragung des Lasteinleitungselementes unter statischer Belastung

Für den Lastfall 1 ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $T = RT$ ) sind in Abbildung 6.12a die Vorspannkraft der Schrauben S1 und S4 dargestellt. Dabei zeigt sich im Allgemeinen eine gute Übereinstimmung zwischen FEM und Versuch. Der Beginn des Rutschens zwischen CFK-Platte und Stahl-Lasche wird entsprechend den Versuchen von der FEM vorhergesagt. Außerdem wird die höhere Vorspannkraft der vorderen Schraube (S1) gegenüber der hinteren (S4) während der Zugbelastung von der FEM korrekt wiedergegeben.

In Abbildung 6.12b ist die Vorspannkraft der Schraube S1 und der gegenüberliegenden Schraube S2 sowie der hinteren Schraube S4 für den Lastfall 2 ( $\alpha = 10^\circ$ ,  $T = RT$ ) dargestellt.

Im Anfangsbereich sind die Unterschiede zwischen Versuch und FEM gering, jedoch weisen die numerisch ermittelten Vorspannkraft-Zugkraftkurven  $F_V(F)$  eine geringere Steigung auf als die gemessenen. Bei höheren Zugkräften sind die gemessenen Vorspannkraften geringer als die numerisch ermittelten. Jedoch ist es möglich durch Anpassungen des Reibungsmodells die Übereinstimmung zwischen FEM und Versuch zu erhöhen [46].

#### 6.2.4 Zug-schwellende Belastung

Alle zug-schwellenden Prüfungen (Lastfaktor  $\beta = 90\%$ ) der Lastfälle 1 bis 3 erreichen die vorgegebene Maximalzahl der Lastwechsel von  $2 \cdot 10^6$ . Während der zug-schwellenden Belastung der Lastfälle 2 und 3 kann eine starke Biegeverformung der CFK-Platte beobachtet werden. Messungen mit Thermoelementen zeigen keine Eigenerwärmung der CFK-Platte infolge der zug-schwellenden Belastung.

Während der zug-schwellenden Belastung ändern sich die Vorspannkraften  $F_V$  der Schrauben S1 bis S4. Dies ist in Abbildung 6.13 für den Lastfall 1 ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $T = RT$ ) anhand weniger Belastungszyklen dargestellt. Die größeren Kraftamplituden der Schrauben S3 und S4 zeigen, dass diese Schrauben durch die Zugkraft  $F$  höher belastet werden als die Schrauben S1 und S2. Dieses Verhalten steht im Einklang mit der FE-Analyse (vgl. Abbildung 6.6).

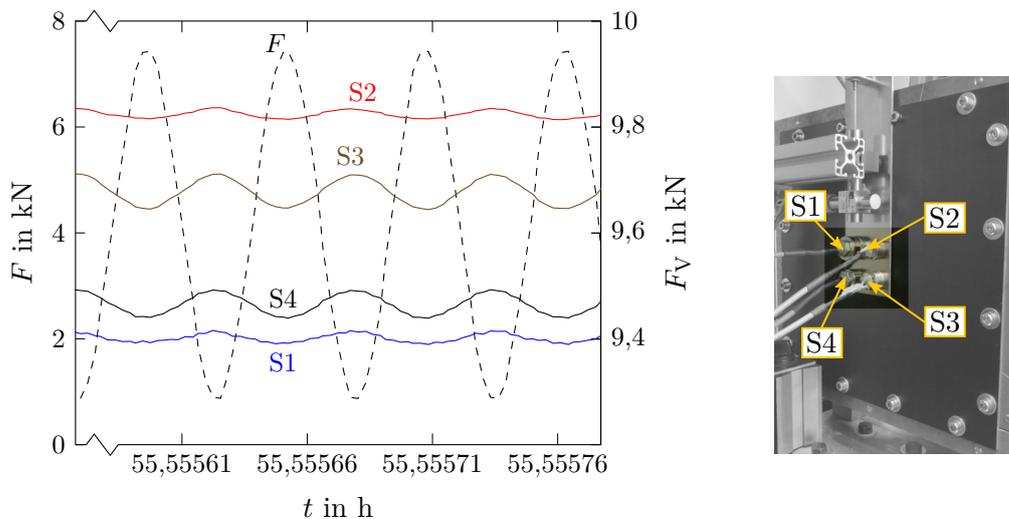


Abbildung 6.13: Gemessene Vorspannkraften  $F_V$  der Schrauben S1 bis S4 des Lasteinleitungselementes während der zug-schwellenden Belastung  $F$ , Lastfall 1

Die Vorspannkraftmessungen zeigen eine Abnahme der mittleren Vorspannkraft während der zug-schwellenden Belastung bei allen Lastfällen und Schrauben. Dazu sind in Abbildung 6.14 beispielhaft für den Lastfall 1 die Vorspannkraften über der gesamten Versuchszeit dargestellt. Die Abnahme der Vorspannkraften beschränkt sich im Wesentlichen auf die ersten 24 h ( $\cong 4,32 \cdot 10^5$  Lastwechsel) nach dem Beginn der zug-schwellenden Belastung. Im weiteren Verlauf der Prüfung nehmen die mittleren Vorspannkraften einen

nahezu konstanten Wert an. Als Ursache für die geringen Schwankungen der mittleren Vorspannkraften sind Änderungen der Raumtemperatur zu nennen. Die Abnahme der mittleren Vorspannkraften sind bei Raumtemperatur (Lastfälle 1 und 2) zum Großteil auf Setzeffekte zurückzuführen, während im Lastfall 3 durch die erhöhte Temperatur von 70 °C im Wesentlichen Kriechvorgänge in der CFK-Platte für die Abnahme der mittleren Vorspannkraft verantwortlich sind.

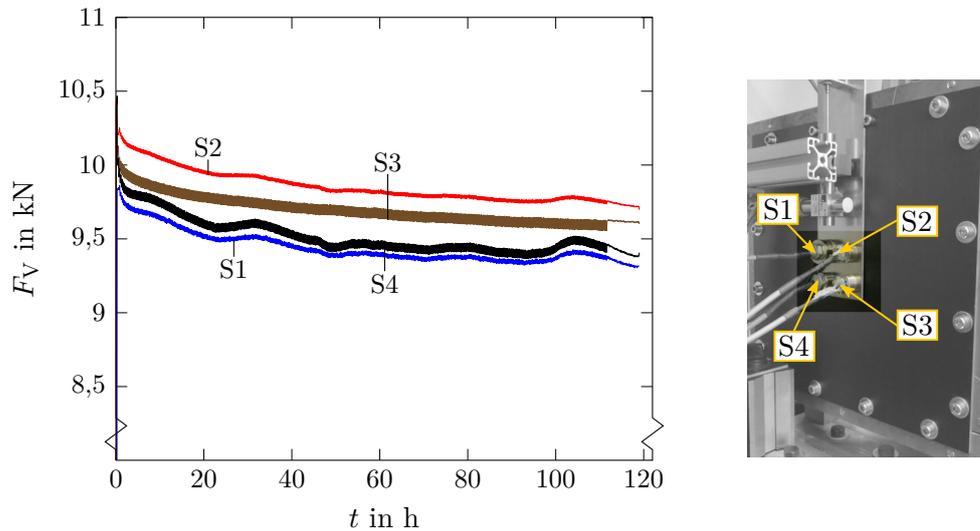


Abbildung 6.14: Gemessene Vorspannkraften  $F_V$  des Lasteinleitungselementes während eines zug-schwellenden Versuches, Lastfall 1 ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $T = RT$ )

Wie bereits erwähnt, entstehen bei allen zug-schwellenden Prüfungen Vorspannkraftverluste. Da sich diese innerhalb eines Versuches nur geringfügig unterscheiden, werden diese gemittelt. In Abbildung 6.15 sind dazu die Vorspannkraften nach der zug-schwellenden

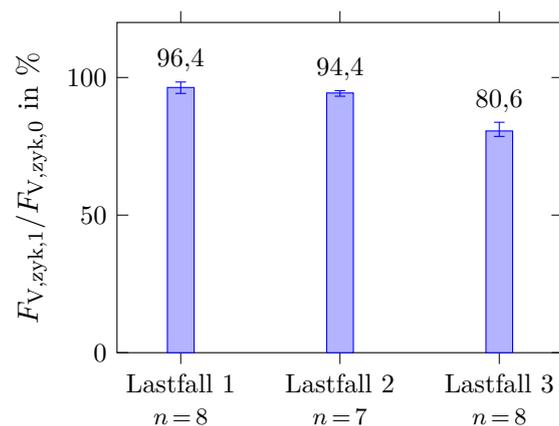


Abbildung 6.15: Durchschnittliche Vorspannkraft einer Schraube des Lasteinleitungselementes nach der zug-schwellenden Belastung ( $2 \cdot 10^6$  Lastwechsel über 111 h), Mittelwerte aus  $n$ -Messungen mit min./max. Abweichung

Belastung  $F_{V,zyk,1}$  als Anteil der Vorspannkraft  $F_{V,zyk,0}$  vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung) dargestellt. Es zeigt sich, dass im Lastfall 2 ( $\alpha = 10^\circ$ ,  $T = \text{RT}$ ) die Vorspannkraft nach der zug-schwellenden Belastung geringer ist als im Lastfall 1 ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $T = \text{RT}$ ). Im Lastfall 3 ( $\alpha = 10^\circ$ ,  $T = 70^\circ\text{C}$ ) entsteht aufgrund der temperaturabhängigen Kriechprozesse in der CFK-Platte ein deutlich größerer Vorspannkraftverlust als in den Lastfällen 1 und 2.

Der abschließende Vergleich der Ergebnisse dieses Anwendungsfalles mit den grundsätzlichen Betrachtungen aus Kapitel 4 und 5 erfolgt zusammen mit der Zusammenfassung aller Ergebnisse im folgenden Kapitel 7.

## 7 Interpretation und Vergleich der Ergebnisse

Die Vorspannkraftmessungen an äußerlich mechanisch unbelasteten M8 Schraubenverbindungen ergeben für das thermoplastische CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0) einen deutlich größeren Vorspannkraftverlust als für das duroplastische CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9). Der Vorspannkraftverlust ist temperaturabhängig, dabei ist die Temperaturabhängigkeit des CF-PA6-Laminates ausgeprägter als die des CF-EP-Laminates, welches eine Glasübergangstemperatur von 126 °C aufweist. Der Vergleich des Vorspannkraftverlustes der CF-EP- mit der Stahl-Schraubenverbindung bei Raumtemperatur zeigt, dass in Bezug auf die verbleibende Vorspannkraft der Unterschied in den Vorspannkraftverlusten als gering anzusehen ist.

Aus den Vorspannkraftuntersuchungen ergibt sich, dass das Verformungsverhalten des CF-EP-Laminates (CF-EP-2.9) in Dickenrichtung im Vergleich zu dem CF-PA6-Laminat (CF-PA6-3.0) überwiegend von reversiblen zeitabhängigen Verformungen geprägt ist. Zudem zeigen die Vorspannkraftmessungen, dass bei dem CF-EP-Laminat die Annahme eines linear viskoelastischen Werkstoffverhaltens unter Raumtemperatur und unter erhöhter Temperatur von 70 °C mit hohen Montagevorspannkraften zwischen 10 kN und 15 kN vertretbar ist. Unter diesen Voraussetzungen wird der Vorspannkraftverlust in Schraubenverbindungen infolge von Kriechen numerisch und analytisch mit der linearen Viskoelastizitätstheorie unter Berücksichtigung des temperaturabhängigen Materialverhaltens nach dem ZTVP ermittelt. Dabei erweist sich die quasi-elastische Lösung als eine sehr gute Approximation der viskoelastisch exakten Lösung (maximal 0,5 % relative Abweichung nach 1000 h). Auch bei längeren Betriebszeiten von  $t > 1000$  h ist von einer guten Übereinstimmung auszugehen (vgl. hierzu die zeitlichen Verläufe der Vorspannkraft in Abbildung 4.33).

Das eindimensionale, analytische Berechnungsmodell liefert insbesondere bei multiaxialen CF-EP-Laminaten eine gute Übereinstimmung zur FEM. Damit ist es möglich alle geometrischen und werkstoffspezifischen Einflussfaktoren der Schraubenverbindung, ähnlich wie bei der Ermittlung von Setzkraftverlusten metallischer Schraubenverbindungen, auf den Vorspannkraftverlust durch Kriechen abzubilden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden Kriechdaten der EP-Matrix aus der Literatur verwendet, um den Vorspannkraftverlust infolge von Kriechen zu berechnen. Der Vergleich mit den experimentellen Untersuchungen zeigt, dass damit der Vorspannkraftverlust bei erhöhter Temperatur zum Teil deutlich unterschätzt wird. Daher sollten nur Kriechdaten der tatsächlich verwendeten CFK-Laminaten herangezogen werden und diese idealerweise durch Vorspannkraftmessungen an der vorliegenden Schraubenverbindung abgesichert werden.

Aus den Vorspannkraftuntersuchungen können folgende Möglichkeiten zur Verringerung des Vorspannkraftverlustes in Schraubenverbindungen abgeleitet werden:

- Verwendung von Laminaten mit multiaxialer Faserverstärkung (vgl. Abbildung 4.8 bzw. Abschnitt 4.5),
- hoher Faservolumengehalt,
- Erhöhung der Montagevorspannkraft (unter Beachtung der maximal zulässigen Grenzflächenpressung),
- Warm-Montieren und Nachziehen der Schraubenverbindung (vgl. z.B. Abbildung 4.18),
- geringe Anzahl innerer Fügeteiltrennfugen,
- geringe Laminatdicke (betrifft in erster Linie den Vorspannkraftverlust durch Kriechen) und
- insofern möglich, Verwendung von duroplastischen CF-EP-Laminaten anstatt thermoplastischen CF-PA6-Laminaten.

Insgesamt lässt sich festhalten, dass unter Berücksichtigung der genannten Möglichkeiten zur Verringerung von Vorspannkraftverlusten bei Temperaturen bis 70 °C eine Vorspannkraft von mindestens 50 % der Montagevorspannkraft zur reibschlüssigen Lastübertragung „genutzt“ werden kann.

Die reibschlüssige Lastübertragung in Schraubenverbindung wird grundlegend anhand von doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP/CF-EP-, CF-EP/St- und CF-EP/Al-Fügeteilpaarungen analysiert.

- Aus FE-Analysen geht hervor, dass infolge einer äußeren Zugbelastung die Vorspannkraft geringfügig abnimmt. Dies ist auf Querkontraktionen der Fügeteile und lokales Gleiten in den Reibflächen zurückzuführen. Jedoch ist der Einfluss auf die maximal übertragbare Kraft bzw. den effektiven Haftreibungskoeffizienten als gering anzusehen (max. 5,3 %). Der Querkontraktionseinfluss kann analytisch berücksichtigt werden, und somit zu einer genaueren Vorhersage der maximal übertragbaren Kraft beitragen.
- Der Einfluss des Lagenaufbaus der CF-EP-Fügeteile auf die maximal übertragbare Kraft ist sehr gering und kann daher vernachlässigt werden. Dies wird durch statische Zugversuche bestätigt.
- Die Berechnung der maximal übertragbaren Kraft  $F_{ip,max}$  erfolgt mit dem effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  und der Vorspannkraft  $F_{V0}$  unmittelbar vor dem Aufbringen der Zugbelastung:

$$F_{ip,max} = 2\mu_{H,eff}F_{V0}. \quad (7.1)$$

Aus statischen Zugversuchen mit doppelschnittigen Schraubenverbindungen ergibt sich für eine CF-EP/CF-EP-Paarung mit einer glatten und gereinigten Oberflächen ein vergleichsweise hoher effektiver Haftreibungskoeffizient von 0,280. Bei einer CF-EP/Al- und einer CF-EP/St-Verbindung ergeben sich geringere Werte von 0,210 und 0,177. Weitere Versuche zeigen, dass der effektive Haftreibungskoeffizient durch die Anwesenheit von Wasser oder Öl in den Reibflächen deutlich abnimmt. Eine Erhöhung des effektiven Haftreibungskoeffizienten kann durch ein Aufrauen oder den Einsatz einer Montagepaste erreicht werden. Dafür müssen jedoch unter Umständen deutlich größere Verschleißerscheinungen an den CF-EP-Oberflächen im Gegensatz zu einer glatten und gereinigten Oberfläche in Kauf genommen werden.

Als positiv ist das Verhalten der doppelschnittigen Schraubenverbindungen (und des Anwendungsszenarios) unter zug-schwellender Belastung zu bewerten. Auftretende Vorspannkraftverluste führen nicht zu einem Versagen der Verbindung durch Durchrutschen, sie werden durch eine Zunahme des effektiven Haftreibungskoeffizienten kompensiert. Somit können selbst unter einer hohen Temperatur von 95 °C zug-schwellende Belastungen dauerhaft übertragen werden, sofern die Maximalkraft der zug-schwellenden Belastung 90 % der aus der Vorspannkraft  $F_{V0}$  unmittelbar vor dem Aufbringen der Belastung berechneten statischen maximal übertragbaren Kraft  $F_{ip,max}$  nicht übersteigt.

Die numerischen und experimentellen Untersuchungen der reibschlüssigen Lastübertragung eines realitätsnahen Anwendungsszenario (einschnittige Mehrschraubenverbindung bestehend aus einer CFK-Platte mit EP-Matrix und einer Stahl-Lasche, glatte und gereinigte Oberflächen) zeigen, dass das Konzept der reibschlüssigen Lastübertragung auch in praxisnahen Anwendungen für strukturelle Einsätze geeignet ist. Das Rutschen beginnt zuerst zwischen der CFK-Platte und der Stahl-Lasche, da diese Reibfläche den Hauptlastpfad darstellt. Darüber hinaus ist eine weitere Laststeigerung bis zum Rutschen in einer der restlichen Reibflächen möglich. In Bezug auf das erste Rutschen zwischen CFK-Platte und Stahl-Lasche beträgt der experimentell ermittelte effektive Haftreibungskoeffizient bei reiner in-plane Belastung 0,184. Aus der FE-Analyse und den statischen Zugversuchen des Anwendungsfalles zeigt sich im Vergleich zu den doppelschnittigen Schraubenverbindungen eine größere Änderung der Vorspannkraft mit der Zugkraft. Dies verdeutlicht die Relevanz von Fügegliedverformungen bei der reibschlüssigen Lastübertragung. Außerdem werden die Schrauben ungleichmäßig belastet, wodurch sich Optimierungsmöglichkeiten hinsichtlich des Schraubendurchmessers ergeben.

Ähnlich wie die doppelschnittigen Schraubenverbindungen, zeigen die zug-schwellenden Versuche des realitätsnahen Anwendungsszenarios, dass der Reibschluss dauerhaft erhalten bleibt (Prüftemperatur: RT und 70 °C). Es gelten dabei die gleichen Zusammenhänge zwischen der Maximalkraft der zug-schwellenden Belastung und der statisch maximal übertragbaren Kraft wie für die doppelschnittigen Schraubenverbindungen. Zur Berechnung der maximal übertragbaren Kraft wird das Rutschen zwischen CFK-Platte und Stahl-Lasche herangezogen. Nach der zug-schwellenden Belastung verbleiben in Abhängigkeit des Lastfalls zwischen 81 % und 96 % der Vorspannkraft vor dem Aufbringen der Belastung.

In Tabelle 7.1 sind die wichtigsten experimentell ermittelten effektiven Haftreibungskoeffizienten  $\mu_{H,eff}$  der durchgeführten Versuche zusammengefasst. Die Werte beziehen

sich auf eine glatte und gereinigte Oberfläche und Raumtemperatur. Zwischen den Haftreibungsversuchen und den doppelschnittigen Schraubenverbindungen liegt bei der CF-EP/CF-EP- und CF-EP/Al-Paarung eine gute Übereinstimmung vor. Ebenfalls zeigt sich bei der CF-EP/St-Paarung eine gute Übereinstimmung zwischen dem Anwendungsszenario ( $\mu_{H,eff} = 0,184$ ) und der doppelschnittigen Schraubenverbindung ( $\mu_{H,eff} = 0,177$ ). Im Gegensatz dazu, ergibt sich bei dieser Paarung im Haftreibungsversuch ein deutlich höherer Haftreibungskoeffizient. Im Anwendungsszenario kann theoretisch ein wesentlich höherer effektiver Haftreibungskoeffizient als 0,184 angesetzt werden, insofern die damit einhergehenden Differenzverschiebungen zwischen den Füge­teilen tolerierbar sind. An­zumerken wäre, dass die durch den vergleichsweise hohen Haftreibungskoeffizienten der CF-PA6/CF-PA6-Paarung von 0,333 maximal übertragbare Kraft zu einer „Kompensation“ des erhöhten Vorspannkraftverlustes in CF-PA6-Schraubenverbindungen beitragen kann.

Tabelle 7.1: Effektiver Haftreibungskoeffizient  $\mu_{H,eff}$  bei RT, Reibungsbedingung: glatt und gereinigt

(Fügeteil-) Paarung	Haftreibungsversuch	Doppelschnittige Schraubenverbindung	Anwendungsszenario
CF-EP/CF-EP	0,268	0,280	-
CF-EP/St	0,260	0,177	0,184
CF-EP/Al	0,227	0,210	-
CF-PA6/CF-PA6	0,333	-	-

Zum Vergleich des Anwendungsszenarios aus Kapitel 6 mit der doppelschnittigen Schraubenverbindung aus Kapitel 5 und den Vorspannkraftuntersuchungen aus Kapitel 4 ist in Abbildung 7.1 die gemessene Vorspannkraft  $F_V$  nach der zug-schwellenden Belastung über 94,4h (ca. 3,9d) bzw. nach einer Zeitspanne von 94,4h ohne eine äußere Belastung dargestellt. Die angegebenen Werte sind auf die Vorspannkraft  $F_{V0}$  zum Zeitpunkt

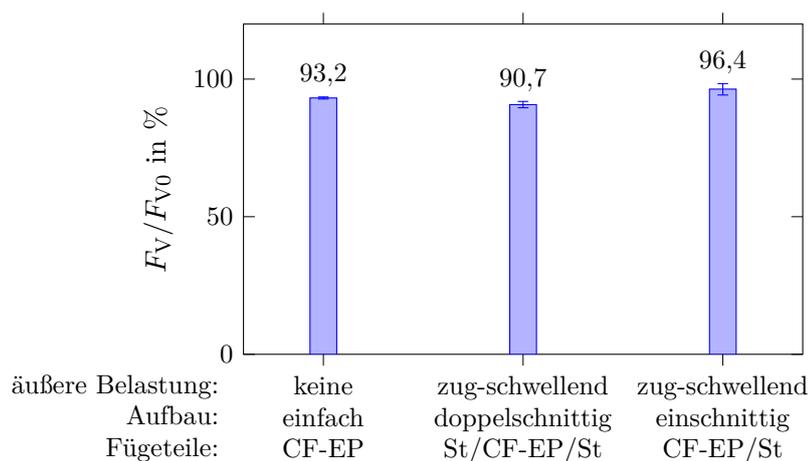


Abbildung 7.1: Vorspannkraft nach den durchgeführten Untersuchungen, RT, Mittelwerte mit min./max. Abweichung

vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung bezogen. Der erste Balken gibt den Wert, der in den Vorspannkraftuntersuchungen zum Setzen und Kriechen für eine CF-EP-Verbindung ermittelt wurde, an (vgl. Abschnitt 4.1.3). Der zweite und dritte Balken stellen die Vorspannkraft, die sich nach der zug-schwellenden in-plane Belastung der doppelschnittigen Schraubenverbindung und das Anwendungsszenarios mit jeweils einer CF-EP/St-Fügeteilpaarung ergibt, dar. Wie zu erkennen ist, zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen den drei betrachteten Szenarien. Die Vorspannkraft der Schraubenverbindungen wird nur unwesentlich durch die äußere Belastung beeinflusst.

Die Vorteile der reibschlüssigen Lastübertragung in Schraubenverbindungen liegen, wie eingangs erwähnt, in der Lösbarkeit und dem möglichen Toleranzausgleich. Im Gegensatz zu formschlüssigen Schraubenverbindungen ist die Tragfähigkeit im Wesentlichen unabhängig von der Fügeteildicke und deutlich weniger stark vom Randabstand abhängig. Daher besteht die Möglichkeit mit den ermittelten effektiven Haftreibungskoeffizienten insbesondere bei dünnen Fügeteilen und/oder geringen Randabständen in Kombination mit hohen Montagevorspannkraften theoretisch eine höhere Tragfähigkeit gegenüber einer formschlüssigen Schraubenverbindung zu erreichen. Dabei gilt es zu beachten, dass die maximal zulässige Flächenpressung der polymeren Faserverbundwerkstoffe ( $140 \text{ N/mm}^2$  bei CFK-Laminaten [12]) nicht überschritten wird, da sonst Beschädigungen der CFK-Lamine entstehen können.

Eine weitere Stellschraube zur Erhöhung der Tragfähigkeit reibschlüssiger Verbindungen ist der Reibungskoeffizient zwischen den Fügeteilen. Wie aus den Untersuchungen hervorgeht, nimmt die maximal übertragbare Kraft durch ein Aufrauen der CFK-Oberfläche oder durch den Einsatz einer Montagepaste zu. Andere Konzepte zur Reibwerterhöhung sind der Einsatz von Hartpartikelträgerfolien [12] oder gezahnte Oberflächen [13].

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Reibschlüssige Schraubenverbindungen stellen ein kostengünstiges Fügeverfahren mit der Möglichkeit eines Toleranzausgleiches dar. Daher ist es wünschenswert diese Technologie effizient und zuverlässig auch auf Verbindungen mit polymeren Faserverbundwerkstoffen anzuwenden. Aus diesem Grund wird die reibschlüssige Lastübertragung in Schraubenverbindung mit CFK-Werkstoffen unter statischer und zug-schwellender Belastung untersucht. Betrachtet werden:

- Vorspannkraftverluste,
- Haftreibungskoeffizienten,
- doppelschnittige Schraubenverbindung und
- realitätsnahes Anwendungsszenario.

Aufgrund der Bedeutung der Vorspannkraft für die reibschlüssige Lastübertragung und der bekannten Entstehung von Vorspannkraftverlusten in Schraubenverbindung mit polymeren Faserverbundwerkstoffen wird der Vorspannkraftverlust durch Setzen und Kriechen anhand von äußerlich mechanisch unbelasteten M8 Schraubenverbindungen mit CFK-Werkstoffen analytisch, numerisch und experimentell untersucht. Es werden Vorspannkraftmessungen zur Bestimmung des Einflusses des Platten- bzw. Matrixwerkstoffes, der Prüftemperatur, der Montagevorspannkraft, des Lagenaufbaus und der Anzahl der inneren CFK/CFK-Trennfugen durchgeführt. Die Ergebnisse werden für die Vorspannkraftberechnungen und die analytische Ermittlung von „Auslegungskriechfunktionen“ herangezogen.

Die Vorspannkraftmessungen zeigen eine signifikante Abhängigkeit des Vorspannkraftverlustes vom Matrixwerkstoff (EP und PA6). Bei Raumtemperatur und einer Montagevorspannkraft von 10 kN entsteht bei dem quasi-isotropen, duroplastischen CF-EP-Laminat (CF-EP-2.9) nach ca. 22 Tagen ein Vorspannkraftverlust von 9,0 % und bei dem thermoplastischen CF-PA6-Laminat (CF-EP-3.0) ein dreifach höherer Vorspannkraftverlust von 27,4 %. Der Vorspannkraftverlust mit dem CF-EP-Laminat liegt in der Größenordnung des Vorspannkraftverlustes einer äquivalenten Stahl-Schraubenverbindung (5,5 %). Werden die bei Raumtemperatur montierten CFK-Schraubenverbindungen einer erhöhten Temperatur ausgesetzt, zeigt sich zunächst eine Zunahme der Vorspannkraft durch die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten und nach Erreichen des Temperaturgleichgewichtes eine höhere Vorspannkraftverlustrate als bei Raumtemperatur. Die Erhöhung der Temperatur auf 70 °C zeigt bei den thermoplastischen CF-PA6-Laminaten einen deutlich stärkeren Einfluss auf den Vorspannkraftverlust (43,1 %) als bei den duroplastischen CF-EP-Laminaten (11,8 %) mit einer Glasübergangstemperatur von 126 °C. Im

Vergleich zu einer konstanten Temperatur von 70 °C entsteht bei der wechselnden Temperatur zwischen -10 °C und 70 °C keine erhöhte Verlustrate bzw. Vorspannkraftverluste.

Aus den Vorspannkraftmessungen mit unidirektionalen, biaxialen und quasi-isotropen CF-EP-Laminaten geht hervor, dass ein Einfluss des Lagenaufbaus auf den Vorspannkraftverlust nur für die unidirektionale Faserverstärkung erkennbar ist. Für diesen Lagenaufbau ergibt sich in Abhängigkeit der Temperatur ein höherer Vorspannkraftverlust gegenüber dem biaxialen und dem quasi-isotropen Lagenaufbau. Die Anzahl der inneren CFK-Trennfugen zeigt keinen Einfluss auf den Vorspannkraftverlust infolge von Kriechen, jedoch nimmt der Setzkraftverlust erwartungsgemäß zu. Es wird ein Setzbetrag von 1,7 µm zwischen zwei CF-EP-Platten ermittelt ( $R_Z = 2,879 \mu\text{m}$ ). Die Vorspannkraftmessungen zeigen, dass in Abhängigkeit des Matrixwerkstoffes und der Temperatur mit zunehmender Montagevorspannkraft  $F_M$  (5 kN bis 15 kN) der Vorspannkraftverlust unterschiedlich stark abnimmt. Während bei dem CF-PA6-Laminat diese Abhängigkeit bereits bei Raumtemperatur relativ stark ausgeprägt ist (27,2 % bei  $F_M = 5 \text{ kN}$  und 16,4 % bei  $F_M = 15 \text{ kN}$  nach 168 Stunden), ergibt sich bei dem CF-EP-Laminat bei Raumtemperatur eine sehr geringe (9,8 % bei  $F_M = 5 \text{ kN}$  und 8,2 % bei  $F_M = 15 \text{ kN}$ ) und bei erhöhter Temperatur von 70 °C mit hohen Montagevorspannkraften eine geringe Abhängigkeit (14,6 % bei  $F_M = 10 \text{ kN}$  und 14,2 % bei  $F_M = 15 \text{ kN}$ ). Aus Schliffbildern und Messungen der Eindrücktiefen der CFK-Lamine nach den Vorspannkraftmessungen wird für das CF-EP-Laminat auf ein reversibles und bei dem CF-PA6-Laminat auf ein überwiegend irreversibles zeitabhängiges Materialverhalten in Dickenrichtung geschlossen. Mit dem Ziel den Vorspannkraftverlust durch Kriechen zu reduzieren, wird der Einfluss einer Warm-Montage auf den Vorspannkraftverlust in CF-EP- und CF-PA6-Schraubenverbindungen grundlegend untersucht und das Potential zur Reduktion von Vorspannkraftverlusten nachgewiesen.

Zur Vorhersage des Vorspannkraftverlustes durch Kriechen wird ein analytisches, linear thermoviskoelastisches Berechnungsmodell basierend auf dem elastischen Kraft-Verformungsverhalten einer Schraubenverbindung mit isotropen Werkstoffen nach VDI 2230 [19] entwickelt und anhand eines dreidimensionalen Finite-Elemente-Modells verifiziert. Die erforderlichen Kriech- bzw. Relaxationsfunktionen der unidirektionalen CF-EP-Schichten und der CF-EP-Lamine werden mit repräsentativen Volumenelementen aus Faser- und Matrixdaten, welche der Literatur entnommen wurden, ermittelt. Es zeigt sich, dass die Temperaturabhängigkeiten mit dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip und der Arrhenius-Gleichung sowie einer linearen vertikalen Verschiebungsfunktion sehr gut beschrieben werden können. Aus den Finite-Elemente-Analysen unter Berücksichtigung orthotroper Viskoelastizität geht hervor, dass die quasi-elastische Näherungslösung eine sehr gute Approximation der viskoelastisch exakten Lösung darstellt. Die Analysen ergeben, dass mit zunehmender Temperatur, zunehmender Laminatdicke und abnehmendem Faser-volumengehalt der Vorspannkraftverlust zunimmt. Der Vergleich zwischen den gemessenen und berechneten Vorspannkraften zeigt bei Raumtemperatur eine geringe Abweichung von maximal 2,6 %. Bei erhöhter Temperatur von 70 °C werden die Vorspannkraften zum Teil deutlich von den Vorhersagemodellen überschätzt (Abweichung: 6,7 % bis 47,9 %). Daher ist in diesem Fall die Verwendung der Literatur-Kriechdaten zur Berechnung des Vorspannkraftverlustes nicht zu empfehlen. Aus einem Fitting des analytischen Modells an die Vorspannkraftmessdaten einer CF-EP-Schraubenverbindung (CF-EP-2.9) über einen Zeitraum von 96 Tagen geht hervor, dass das Potenzgesetz nach Findley und das Zeit-Tem-

peratur-Verschiebungsprinzip zur Beschreibung des Kriechverhaltens des CF-EP-Laminates in Dickenrichtung gut geeignet sind.

An einem eigens entwickelten Prüfstand nach DIN EN ISO 8295 werden Haftreibungsmessungen bei geringen Normalkräften von maximal 81 N durchgeführt und der Haftreibungskoeffizient verschiedener CFK/CFK- und CFK-Metall-Paarungen mit gereinigten und glatten Oberflächen bei Raumtemperatur und 80 °C ermittelt. Es ergibt sich für alle CF-PA6-Paarungen ein größerer Haftreibungskoeffizient (0,278 bis 0,451) als für die CF-EP-Paarungen (0,218 bis 0,278). Bei den CF-PA6-Paarungen nimmt der Haftreibungskoeffizient unter erhöhter Temperatur geringfügig ab, wohingegen der für die CF-EP-Paarungen nahezu konstant bleibt. Ein Einfluss des Lagenaufbaus auf den Haftreibungskoeffizienten ist im untersuchten Normalkraftbereich nicht erkennbar.

Um die grundlegende Funktionsweise der reibschlüssigen Lastübertragung zu untersuchen und die maximal übertragbare Kraft zu ermitteln, werden Finite-Elemente-Analysen und statische Zugversuche mit doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP-, Stahl- und Aluminium-Fügeteilen in den Aufbauten CF-EP/CF-EP/CF-EP und Metall/CF-EP/Metall durchgeführt. Aus der Finite-Elemente-Analyse ergibt sich ein geringer Einfluss der Zugkraft auf die Vorspannkraft und die maximal übertragbare Kraft. Aufgrund von Querkontraktionseffekten und Nachgiebigkeitsänderungen des verspannten Systems durch Gleiten nimmt die Vorspannkraft mit zunehmender Zugkraft bzw. Differenzverschiebung der Fügeteile geringfügig ab. Das Gleiten beginnt lokal zwischen den Fügeteilen und breitet sich mit zunehmender Zugkraft über die gesamte Reibfläche bis zum vollständigen Rutschen aus. Die Orthotropie der Fügeteilwerkstoffe wirkt sich geringfügig auf die maximal übertragbare Kraft bzw. den effektiven Haftreibungskoeffizienten der doppelschnittigen Schraubenverbindung aus. Um die maximal übertragbare Kraft analytisch genauer vorherzusagen, wird die Vorspannkraftänderung durch die Querkontraktion der Fügeteile in der Berechnung berücksichtigt. Der Vergleich mit der Finite-Elemente-Methode zeigt unter Berücksichtigung der getroffenen Annahmen eine gute Übereinstimmung.

Die statischen Zugversuche an doppelschnittigen Schraubenverbindungen mit CF-EP/CF-EP- und CF-EP/Metall-Paarungen zeigen einen deutlichen Einfluss der Fügeteilpaarung und der Reibungsbedingung auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten (0,090 bis 0,387). Gegenüber einer glatten und gereinigten Oberfläche nimmt der effektive Haftreibungskoeffizient durch ein Aufrauen oder den Einsatz einer Montagepaste zu, wohingegen bei Wasser und Öl eine erwartungsgemäß signifikante Abnahme zu verzeichnen ist. Wie aus den statischen Zugversuchen hervorgeht, ist der Einfluss des Lagenaufbaus (unidirektional, biaxial und quasi-isotrop) auf die maximal übertragbare Kraft vernachlässigbar. Der Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Finite-Elemente-Methode zeigt hinsichtlich der Berechnung des effektiven Haftreibungskoeffizienten eine gute Übereinstimmung. Die zug-schwellenden Prüfungen der doppelschnittigen Schraubenverbindungen ergeben, dass der Reibschluss auch bei hohen Temperaturen von bis zu 95 °C dauerhaft über  $1,7 \cdot 10^6$  Lastwechsel aufrecht erhalten bleibt. Voraussetzung dafür ist, dass die Maximalkraft der zug-schwellenden Belastung höchstens 90 % der statisch maximal übertragbaren Kraft berechnet aus der Vorspannkraft vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung beträgt. Aus statischen Zugversuchen nach der zug-schwellenden Belastung ergibt sich eine Zunahme des effektiven Haftreibungskoeffizienten infolge der zug-schwellenden Belastung.

An den CF-EP-Fügeteilen können nach den statischen und zug-schwellenden Prüfungen Verschleißerscheinungen der Epoxidharz-Matrix in unterschiedlicher Ausprägung beobachtet werden. Wiederholende statische Zugversuche zeigen, dass diese zu keiner Verringerung, sondern zu einer Erhöhung des effektiven Haftreibungskoeffizienten führen.

In einem realitätsnahen Anwendungsszenario wird die reibschlüssige Lastübertragung einer einschnittigen Mehrschraubenverbindung bestehend aus einer CFK-Platte mit Epoxidharz-Matrix und einer Stahl-Lasche unter reiner in-plane und kombinierter in- und out-of-plane Belastung numerisch und experimentell untersucht. Die Finite-Elemente-Analyse zeigt, dass das Rutschen zuerst zwischen der CFK-Platte und der Stahl-Lasche beginnt. Darüber hinaus ist eine weitere Laststeigerung unter Entstehung von ersten Differenzverschiebungen bis zum vollständigen Rutschen der Stahl-Lasche möglich. Während der Zugbelastung nimmt die Vorspannkraft in Abhängigkeit des Belastungsfalles und der Schraubenposition unterschiedlich stark ab. Dies verdeutlicht den Einfluss von Fügeteilverformungen auf die reibschlüssige Lastübertragung. Statische Prüfungen zeigen während des Übergangs vom Haften zum Gleiten einen stetigen Verlauf der Zugkraft mit der aufgebrachten Verschiebung. Außerdem nimmt die Zugkraft während des vollständigen Gleitens zu. Die experimentell ermittelten Vorspannkraft-Zugkraftkurven können bis zum Rutschen zwischen der CFK-Platte und der Stahl-Lasche von der Finite-Elemente-Methode und dem Coulombschen Reibungsmodell gut wiedergegeben werden. Die zug-schwellenden Prüfungen zeigen, dass sowohl bei Raumtemperatur als auch bei 70 °C eine zug-schwellende Belastung mit einer Maximalkraft von 90 % der statisch maximal übertragbaren Kraft berechnet aus der Vorspannkraft vor dem Aufbringen der zug-schwellenden Belastung und dem effektiven Haftreibungskoeffizienten bezüglich des Rutschens der CFK-Platte und der Stahl-Lasche dauerhaft über  $2 \cdot 10^6$  Lastwechsel übertragen werden kann. Infolge der zug-schwellenden Belastung entstehen zwar temperaturabhängige Vorspannkraftverluste, jedoch sind diese für die Lastübertragung nicht kritisch.

Aus den Untersuchungsergebnissen werden Möglichkeiten zur Verringerung des Vorspannkraftverlustes, zur Erhöhung der maximal übertragbaren Kraft und zum bevorzugten Einsatzgebiet reibschlüssiger Schraubenverbindungen abgeleitet. Der Vergleich der durchgeführten Untersuchungen zeigt, dass die Vorspannkraft der CFK-Schraubenverbindungen nur unwesentlich durch die äußere Belastung beeinflusst werden, Vorspannkraftverluste durch temperaturabhängiges Matrixkriechen nicht zu einem Versagen der Verbindungen führen und der Reibschluss aufrecht erhalten bleibt. Es zeigt sich somit, dass reibschlüssige Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen für strukturelle Anwendungen geeignet sind, sofern die Montagevorspannkraft definiert aufgebracht werden kann. Sie weisen ein Fail-Safe-Verhalten auf, da im Falle eines Durchrutschens der Fügeteile eine zusätzliche Laststeigerung über Lochleibung möglich ist. Der Einsatz von reibschlüssigen Schraubenverbindungen ist insbesondere zu empfehlen, wenn dünne Fügeteile mit Wandstärken im Bereich weniger Millimeter vorliegen oder der Toleranzausgleich aus beispielsweise Gründen der Kosteneinsparung eine wesentliche Anforderung darstellt.

In zukünftigen Arbeiten sollte das Verhalten von reibschlüssigen Schraubenverbindungen unter zug-schwellender Belastung, deren Maximalkraft im nichtlinearen Zugkraft-Verschiebungsbereich des Lasteinleitungselementes liegt, analysiert werden. Dabei gilt es zu prüfen, ob die Differenzverschiebung zwischen den Fügeteilen mit der Lastwechselanzahl

zunimmt und damit zu einem Versagen führt oder ob sie sich auf einen Wert stabilisiert und damit der Reibschluss aufrecht erhalten bleibt. Es wird zwar davon ausgegangen, dass das ermittelte Verhalten unter zug-schwellender Belastung der Schraubenverbindungen mit duroplastischen CF-EP-Fügeteilpaarungen auf thermoplastische CFK-Fügeteilpaarungen übertragbar ist, jedoch wäre eine experimentelle Verifikation sinnvoll. Es wird gezeigt, dass mit einer Warm-Montage der Vorspannkraftverlust in CFK-Schraubenverbindungen reduziert werden kann. Im nächsten Schritt gilt es die Wirkung und die Wirtschaftlichkeit in industriellen Anwendungsszenarien, wie z.B. Erwärmung mittels Ultraschall oder Infrarotstrahler, zu untersuchen. Da insbesondere bei dem thermoplastischen CF-PA6-Laminat eine Abhängigkeit des Vorspannkraftverlustes von der Montagevorspannkraft beobachtet werden kann, ist der Einsatz von nichtlinear viskoelastischen Materialmodellen [52, 70, 95–97] zur Vorhersage des Vorspannkraftverlustes in Schraubenverbindungen mit polymeren Faserverbund-Fügeteilen zu analysieren. Außerdem wird die Entwicklung eines analytischen Modells zur Ermittlung der Plattennachgiebigkeit  $\delta_p$  von polymeren Faserverbund-Fügeteilen unter Berücksichtigung der Orthotropie als sinnvoll angesehen.

# Literaturverzeichnis

- [1] H. Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2007.
- [2] R. M. Jones. *Mechanics of composite materials*. Philadelphia: Taylor & Francis, 1999.
- [3] H. Schürmann und A. Elter. „Beitrag zur Gestaltung von Schraubverbindungen bei Laminaten aus Faser-Kunststoff-Verbunden“. In: *Kunststoffe* 65.1 (2013), S. 62–66.
- [4] Universität der Bundeswehr München, Institut für Leichtbau. *MAI Last: Abschlussbericht*. Förderkennzeichen BMBF 03MAI13E. München, 2016.
- [5] M. Neitzel, P. Mitschang und U. Breuer, Hrsg. *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. München: Carl Hanser Verlag, 2014.
- [6] K. Stellbrink. *Dimensionierung von Krafteinleitungen in FVW-Strukturen*. DLR-Mitteilungen 93-12. Stuttgart: Deutsche Forschungsanstalt für Luft- und Raumfahrt, 1993.
- [7] G. Grüninger. „Möglichkeiten der Krafteinleitung in faserverstärkte Bauteile“. In: *Kohlenstoff- und aramidfaserverstärkte Kunststoffe*. Hrsg. von VDI-Gesellschaft Kunststofftechnik. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1977, S. 123–154.
- [8] P. Bastian. *Klemm-Krafteinleitungen für biegebelastete Faserverbund-Balken*. Hrsg. von H. Schürmann. Konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Dissertation. Darmstadt: Shaker Verlag, 2001.
- [9] M. A. McCarthy, C. T. McCarthy und W. F. Stanley. „Bolt-hole clearance effects in composite joints“. In: *Composite joints and connections: Principles, modelling and testing*. Hrsg. von P. Camanho und L. Tong. Woodhead Publishing, 2011.
- [10] W. Lohse, J. Laumann und C. Wolf. *Stahlbau 1 Bemessung von Stahlbauten nach Eurocode mit zahlreichen Beispielen*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016.
- [11] N. Stranghöner, M. Schiborr, R. Glienke, M.-C. Wanner und D. Ulbrich. „Gleitfeste Verbindungen nach Eurocode 3 und DIN EN 1090-2“. In: *Stahlbau* 82.10 (2013), S. 750–761.
- [12] B. Helfrich. *Untersuchung des Reibwerteeinflusses auf die Krafteinleitung in endloskohlenstofffaserverstärkte Polymerwerkstoffe*. Hrsg. von U. Breuer. Bd. 123. IVW-Schriftenreihe. Dissertation. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe, 2016.
- [13] A. Elter. *Hochbelastbare, reibkraftschlüssige Krafteinleitungen für Faser-Kunststoff-Verbunde auf Basis strukturierter Oberflächen: Grundlagen, Untersuchungen, Anwendungen und Auslegungsempfehlungen*. Hrsg. von H. Schürmann. Konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Dissertation. Darmstadt: Shaker Verlag, 2015.

- 
- [14] B. Schornstein, R. Staschko, N. Fuchs und N. Glück. „Fertigungstechnische Grundlagen zum Einsatz von Z-Pins beim Verschrauben von FVK-Bauteilen“. In: *Lightweight Design* 10.3 (2017), S. 36–41.
- [15] K.-H. Kloos und W. Thomala. *Schraubenverbindungen: Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung*. Berlin Heidelberg New York: Springer, 2007.
- [16] H. Hubbertz und C. Friedrich. „Thermal preload relaxation of bolted CFRP structures for flexible life time design methodology“. In: *Proceedings of the 13th European Conference on Spacecraft Structures, Materials and Environmental Testing SSMET*. Hrsg. von L. Ouwehand. Bd. 727. ESA SP. Noordwijk: ESA Communications, 2014.
- [17] B. Sauer, Hrsg. *Konstruktionselemente des Maschinenbaus 1*. 9. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2016.
- [18] D. Guggolz. *Auslegungsprozess zur Absicherung des selbsttätigen Losdrehverhaltens von Schraubenverbindungen in realen Bauteilsystemen*. Maschinenbau. Dissertation. Aachen: Shaker Verlag, 2019.
- [19] VDI 2230 Blatt 1. *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen: Zylindrische Einschraubenverbindungen*. Berlin: Beuth Verlag. Nov. 2015.
- [20] M. O. Ba-Salem. „Theoretische und experimentelle Untersuchungen der Setzverluste an Schraubenverbindungen“. Dissertation. TU Chemnitz, 1991.
- [21] R. Friede. *Vorspannkraftverluste durch Setzen und selbsttätiges Losdrehen planmäßig vorgespannter Schraubenverbindungen*. Bd. 89. Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt. Dissertation. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, 2010.
- [22] K. N. Shivakumar und J. H. Crews, Jr. „Bolt Clampup Relaxation in a Graphite/Epoxy Laminate“. In: *ASTM Symp. on the Long-Term Behavior of Composites*. NASA-TM-83268. Williamsburg, 1982.
- [23] W. J. Horn und R. R. Schmitt. „Influence of Clamp-Up Force on the Strength of Bolted Composite Joints“. In: *AIAA Journal* 32.3 (1994), S. 665–667.
- [24] W. J. Horn und R. R. Schmitt. „Relaxation in bolted thermoplastic composite joints“. In: *A collection of technical papers / AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, 34th and AIAA/ASME Adaptive Structures Forum*. Bd.1. New York, Washington, DC: American Institute of Aeronautics und Astronautics, 1993, S. 485–494.
- [25] H.-S. Chen. „The static and fatigue strength of bolted joints in composite with hygrothermal cycling“. In: *Composite Structures* 52 (2001), S. 295–306.
- [26] S. D. Thoppul, R. F. Gibson und R. A. Ibrahim. „Phenomenological Modeling and Numerical Simulation of Relaxation in Bolted Composite Joints“. In: *Journal of Composite Materials* 42.17 (2008), S. 1709–1729.

- [27] R. F. Gibson und S. D. Thoppul. „Experimental and Numerical Characterization of Relaxation in Bolted Composite Joints“. In: *Composite Materials and Joining Technologies for Composites: Proceedings of the 2012 Annual Conference on Experimental and Applied Mechanics*. Hrsg. von E. Patterson, D. Backman und G. Cloud. Bd. 7. New York: Springer, 2013, S. 39–49.
- [28] V. Caccese, K. A. Berube, M. Fernandez, J. D. Melo und J. P. Kabche. „Influence of stress relaxation on clamp-up force in hybrid composite-to-metal bolted joints“. In: *Composite Structures* 89 (2009), S. 285–293.
- [29] C. Friedrich und H. Hubbertz. „Friction behavior and preload relaxation of fastening systems with composite structures“. In: *Composite Structures* 110 (2014), S. 335–341.
- [30] T. Gerhard, H. Hubbertz, G. Dinger und C. Friedrich. *Kontaktmechanik von Schraubenverbindungen mit CFK-Bauteilen*. Abschlussbericht INS 1130. MVP Universität Siegen, 2013.
- [31] A. Scattina, D. Roncatob, G. Belingardia und G. Martinob. „Investigation of creep phenomenon on composite material for bolt connections“. In: *Composite Structures* 134 (2015), S. 378–383.
- [32] M. Pohl, R. Kupfer, I. Koch, N. Modler und W. A. Hufenbach. „Determination of the Long-Term Properties in Laminare-Thickness Direction of Textile-Reinforced Thermoplastic Composites under Compression Using Time-Temperature Superposition“. In: *Advanced Engineering Materials* 18.3 (2016), S. 369–375.
- [33] F. Achereiner, K. Engelsing, M. Bastian und P. Heidemeyer. „Accelerated creep testing of polymers using the stepped isothermal method“. In: *Polymer Testing* 32 (2013), S. 447–454.
- [34] M. Pohl, R. Kupfer, S. Spitzer und M. Gude. „Anwendung zeitraffender Methoden zur effizienten Kennwertermittlung für eine lebensdauergerichte Auslegung von Schraubenverbindungen mit Faserverbund-Fügepartner“. In: *Schraubenverbindungen 2018*. Hrsg. von VDI Wissensforum GmbH. VDI Berichte 2336. Düsseldorf: VDI Verlag, 2018, S. 45–54.
- [35] K. Illgner und J. Esser. *Schrauben Vademecum*. 9. Auflage. Bramsche: Rasch, 2001.
- [36] S. Dallmeier. *Sensitivitätsanalyse des Vorspannkraftverlustes von einschnittigen Schraubenverbindungen für kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe*. Hrsg. von J. Feldhusen. Bd. 22. Produktentwicklung und Konstruktionsmethodik. Dissertation. Aachen: Shaker Verlag, 2016.
- [37] J. Wang, Y. Li und F. Dai. „A micromechanical relaxation model of composite bolted connections based on viscoelastic theory“. In: *Composite Structures* 146 (2016), S. 14–25.
- [38] J. Lv, Y. Xiao und Y. Xue. „Time-temperature-dependent response and analysis of preload relaxation in bolted composite joints“. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 37.7 (2018), S. 460–474.
- [39] D. Finck, C. Seidel, J. Hausmann und T. Rief. „Creep-Induced Screw Preload Loss of Carbon-Fiber Sheet Molding Compound at Elevated Temperature“. In: *Materials* 12.21, 3598 (2019).

- [40] J. Kindersberger, H. Löbl und S. Schoft. „Plastic Deformation and Loss of Joint Force by Creep in High Current Joints“. In: *Proceedings of 20th International Conference on Electrical Contacts*. Stockholm, 2000, S. 367–372.
- [41] J. C. Gerdeen, H. W. Lord und R. A. L. Rorrer. *Engineering Design with Polymers and Composites*. Boca Raton: CRC Press, 2006.
- [42] V. L. Popov. *Kontaktmechanik und Reibung*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2015.
- [43] N.-H. Sung und N. P. Suh. „Effect of Fiber Orientation on Friction and Wear of Fiber Reinforced Polymeric Composites“. In: *Wear* 53 (1979), S. 129–141.
- [44] P. G. Herrington und M. Sabbaghian. „Factors affecting the friction coefficients between metallic washers and composite surfaces“. In: *Composites* 22.6 (1991), S. 418–424.
- [45] J. Schön. „Coefficient of friction and wear of a carbon fiber epoxy matrix composite“. In: *Wear* 257 (2004), S. 395–407.
- [46] C. T. McCarthy, M. A. McCarthy, W. F. Stanley und V. P. Lawlor. „Experiences with Modeling Friction in Composite Bolted Joints“. In: *Journal of Composite Materials* 39.21 (2005), S. 1881–1908.
- [47] J. Schön. „Coefficient of friction for aluminum in contact with a carbon fiber epoxy composite“. In: *Tribology International* 37 (2003), S. 395–404.
- [48] T. Katsumata, Y. Mizutani, A. Todoroki und R. Matsuzaki. „A Fundamental Study on Static Strength Improvement of CFRP Bolted Joints by Increasing Friction Force“. In: *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering* 4.6 (2010), S. 711–719.
- [49] B. Vishwanath, A. P. Verma und C. V. S. K. Rao. „Effect of reinforcement on friction and wear of fabric reinforced polymer composites“. In: *Wear* 167 (1993), S. 93–99.
- [50] L. Weiß, T. Glaser, C. Hühne und M. Wiedemann. „Characterisation of the sliding friction response of peel-ply textured surfaces“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 63 (2014), S. 123–132.
- [51] M. Shimbo, M. Ochi und N. Ohoyama. „Frictional behaviour of cured epoxy resins“. In: *Wear* 91 (1983), S. 89–101.
- [52] W. Findley, J. S. Lai und F. Davis. *Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials*. New York: Dover Publications, 1989.
- [53] S. D. Thoppul, J. Finegan und R. F. Gibson. „Mechanics of mechanically fastened joints in polymer-matrix composite structures – A review“. In: *Composites Science and Technology* 69 (2009), S. 301–329.
- [54] K. K. Stellbrink. *Micromechanics of Composite Materials*. Munich, Vienna, New York: Hanser, 1996.
- [55] J. H. Harris und E. J. Barbero. „Prediction of Creep Properties of Laminated Composites from Matrix Creep Data“. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 17.4 (1998), S. 361–378.
- [56] R. Christensen. *Theory of Viscoelasticity*. New York: Academic Press, 1982.
- [57] W. Flügge. *Viscoelasticity*. Berlin, Heidelberg, New York: Springer, 1975.

- [58] N. W. Tschoegl. *The Phenomenological Theory of Linear Viscoelastic Behavior*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 1989.
- [59] F. R. Schwarzl. *Polymermechanik*. Berlin, Heidelberg: Springer, 1990.
- [60] A. Lion. *Einführung in die Lineare Viskoelastizität*. Hrsg. von A. Lion. Beiträge zur Materialtheorie 4. Neubiberg, 2007.
- [61] D. Gross, W. Hauger und P. Wriggers. *Technische Mechanik 4 Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. Springer. Berlin, Heidelberg: Springer, 2011.
- [62] W. Nowacki. *Theorie des Kriechens*. Wien: Franz Deuticke, 1965.
- [63] R. A. Schapery. *A Simple Collocation Method for Fitting Viscoelastic Models to Experimental Data*. Techn. Ber. GALCIT SM 61-23A. Pasadena: California Institute of Technology, 1962.
- [64] P. Middendorf. *Ein Beitrag zur Charakterisierung des viskoelastischen Verhaltens von Faserkunststoffverbunden*. Hrsg. von F. A. Emmerling und A. H. Heinen. Forschungs- und Seminarberichte aus dem Gebiet Technische Mechanik und Flächentragwerke. Universität der Bundeswehr München, 2001.
- [65] ANSYS, Inc. *ANSYS Mechanical APDL Theory Reference 15.0*. 2013.
- [66] E. J. Barbero. *Finite Element Analysis of Composite Materials Using ANSYS*. Boca Raton: CRC Press, 2014.
- [67] M. Stommel, M. Stojek und W. Korte. *FEM zur Berechnung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen*. München: Hanser, 2018.
- [68] R. A. Schapery. „Viscoelastic Behavior and Analysis of Composite Materials“. In: *Mechanics of Composite Materials*. Hrsg. von G. P. Sendeckyj. New York: Academic Press, 1974, S. 85–168.
- [69] E. Zeidler, Hrsg. *Springer-Taschenbuch der Mathematik*. Begründet von I. N. Bronstein und K. A. Semendjaew, Weitergeführt von G. Grosche, V. Ziegler und D. Ziegler. Wiesbaden: Springer Spektrum, 2013.
- [70] R. M. Hinterhoelzl. „Modeling the Time Dependent Behavior of Fiber Reinforced Plastics and Particulate Composites by the Theory of Viscoelasticity and Damage Mechanics“. Dissertation. Leopold-Franzens-Universität Innsbruck, 2000.
- [71] J. Rösler, H. Harders und M. Bäker. *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016.
- [72] M. L. Williams, R. F. Landel und J. D. Ferry. „The Temperature Dependence of Relaxations Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids“. In: *Journal of the American Chemical Society* 77.14 (1955), S. 3701–3707.
- [73] R. A. Schapery. „Stress Analysis of Viscoelastic Composite Materials“. In: *Journal of Composite Materials* 1.3 (1967), S. 228–267.
- [74] J. D. Ferry. *Viscoelastic Properties of Polymers*. New York, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapore: John Wiley und Sons, 1980.

- [75] F. Hermsdorf, T. Matzies und H. Rapp. „Experimental and numerical analysis of preload in bolted composite joints with temperature loads“. In: *Proceedings of the 20th International Conference on Composite Materials ICCM20*. Hrsg. von O. T. Thomson, C. Berggreen und B. F. Sørensen. Copenhagen: Aalborg University, 2015.
- [76] G. W. Ehrenstein. *Polymer Werkstoffe: Struktur, Eigenschaften, Anwendungen*. München, Wien: Hanser, 1999.
- [77] M. Engelhard. „Thermomechanische Beschreibung der Fluiddiffusion in Polymeren“. Dissertation. Neubiberg: Universität der Bundeswehr München, Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik, 2014.
- [78] F. Hermsdorf und H. Rapp. „Untersuchung des Einflusses einer Warm-Montage auf den Vorspannkraftverlust von CFK-Schraubenverbindungen“. In: *Schraubenverbindungen 2018*. Hrsg. von VDI Wissensforum GmbH. VDI-Bericht 2336. Düsseldorf: VDI Verlag, 2018, S. 55–65.
- [79] S. W. Beckwith. „Viscoelastic Creep Behavior of Filament-Wound Case Materials“. In: *Journal of Spacecraft and Rockets* 21.6 (1984), S. 546–552.
- [80] S. Rana und R. Figueiro, Hrsg. *Fibrous and Textile Materials for Composite Applications*. Singapore: Springer, 2016.
- [81] The MathWorks, Inc. *Optimization Toolbox™ User's Guide R2018a*. 2018.
- [82] A. Angermeier, M. Beuschel, M. Rau und U. Wolfarth. *MATLAB®-Simulink®-Stateflow®*. München: Oldenbourg, 2009.
- [83] N. J. Pagano. „Exact Moduli of Anisotropic Laminates“. In: *Mechanics of Composite Materials*. Hrsg. von G. P. Sendeckyi. Bd. 2. Composite Materials. New York: Academic Press, 1974, S. 23–44.
- [84] VDI 2230 Blatt 2. *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Mehrschraubenverbindungen*. Berlin: Beuth Verlag. Dez. 2014.
- [85] ANSYS Inc. *ANSYS Mechanical APDL Contact Technology Guide 16.0*.
- [86] T. McClure. *Numerical Inverse Laplace Transform*. Version vom 04.01.2013. URL: <https://de.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/39035-numerical-inverse-laplace-transform>.
- [87] J. Abate und W. Whitt. „A Unified Framework for Numerically Inverting Laplace Transforms“. In: *INFORMS Journal of Computing* 18.4 (2006), S. 408–421.
- [88] G. Bärwolff. *Numerik für Ingenieure, Physiker und Informatiker*. Berlin, Heidelberg: Springer Spektrum, 2016.
- [89] F. Hermsdorf und H. Rapp. „Untersuchung der Reibschlüssigen Lastübertragung in Doppelschnittigen Verbindungen mit CFK-Fügepartnern“. In: *Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2016*. Braunschweig: Deutsche Gesellschaft für Luft- und Raumfahrt - Lilienthal-Oberth e.V., 2016.
- [90] F. Hermsdorf und H. Rapp. „Load transfer by friction in bolted composite joints under cyclic loading“. In: *18th European Conference on Composite Materials ECCM18*. Athens, 2018.

- [91] *DIN EN ISO 8295:2004-10: Kunststoffe – Folien und Bahnen – Bestimmung der Reibungskoeffizienten (ISO 8295:1995)*. Beuth. Berlin.
- [92] W. Rust. *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen: Kontakt, Kinematik, Material*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016.
- [93] R. Oskouei und T. Chakherlou. „Reduction in clamping force due to applied longitudinal load to aerospace structural bolted plates“. In: *Aerospace Science and Technology* 13 (2009), S. 325–330.
- [94] ANSYS Inc. *ANSYS 16.0 Release Documentation*.
- [95] G. C. Papanicolaou und S. P. Zaoutsos. „Viscoelastic constitutive modeling of creep and stress relaxation in polymers and polymer matrix composites“. In: *Creep and fatigue in polymer matrix composites*. Hrsg. von R. M. Guedes. Cambridge, Philadelphia, New Delhi: Woodhead Publishing, 2011, S. 3–47.
- [96] D. W. Scott, J. S. Lai und A.-H. Zureick. „Creep Behavior of Fiber-Reinforced Polymeric Composites: A Review of the Technical Literature“. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 14 (1995), S. 588–617.
- [97] A. Horoschenkoff. „Beitrag zur Charakterisierung des nichtlinear thermoviskoelastischen Kriechverhaltens von Faserverbundwerkstoffen“. Dissertation. Technische Universität München, 1995.

# Abbildungsverzeichnis

1.1	Behandelte Themenkomplexe der reibschlüssigen Lastübertragung . . . . .	3
2.1	Einteilung der Fügeverfahren von Faserverbundwerkstoffen . . . . .	4
2.2	Ausgewählte Verbindungstechniken für Faserverbundwerkstoffe . . . . .	5
2.3	Belastungsarten einer Schraubenverbindung . . . . .	6
2.4	Reibschlüssige Lastübertragung in doppelschnittigen Schraubenverbindungen	6
2.5	Einteilung der Vorspannkraftverluste einer Schraubenverbindung . . . . .	9
2.6	Einfluss eines Setzbetrages auf die Vorspannkraft einer Schraubenverbindung	10
3.1	Elastischer, viskoser und viskoelastischer Werkstoff unter einachsiger Zug- belastung (Kriechversuch) . . . . .	26
3.2	Verallgemeinerter Maxwell-Körper mit zugehöriger Relaxationsfunktion zur Beschreibung von viskoelastischem Verhalten eines Festkörpers . . . . .	27
3.3	Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip . . . . .	33
4.1	Messung der Vorspannkraft mit einer DMS-Schraube und einem Kraftmessring	38
4.2	Prinzipieller Prüfaufbau zur Messung des Vorspannkraftverlustes . . . . .	38
4.3	Versuchsaufbau mit Instrumentierung zur Messung von Vorspannkraften .	39
4.4	Einfluss des Platten- bzw. Matrixwerkstoffes auf die Vorspannkraft der M8 Schraubenverbindungen bei RT . . . . .	41
4.5	Einfluss der erhöhten Prüftemperatur auf die Vorspannkraft der bei RT montierten M8 Schraubenverbindungen . . . . .	43
4.6	Wechselnde Prüftemperatur zur Untersuchung des Einflusses auf den Vor- spannkraftverlust einer CFK-Schraubenverbindung . . . . .	45
4.7	Einfluss einer wechselnden Prüftemperatur zwischen $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ auf die Vorspannkraft der M8 Schraubenverbindungen mit einem quasi-isotropen CF-EP-Laminat . . . . .	45
4.8	Einfluss des Lagenaufbaus auf die Vorspannkraft der M8 Schraubenverbin- dungen . . . . .	47
4.9	Einfluss der Montagevorspannkraft auf den Vorspannkraftverlust durch Kriechen in den M8 Schraubenverbindungen mit einem CF-EP-Laminat oder einem CF-PA6-Laminat . . . . .	49
4.10	Bilder: Verformungen nach dem Lösen der Schraubenverbindung, Tabelle: plastische Verformung in Dickenrichtung des CF-PA6-Laminates . . . . .	50
4.11	Schliffbildaufnahme des CF-EP- und CF-PA6-Laminates einer M8 Schrau- benverbindung nach einer Langzeitbelastung bei $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ . . . . .	51
4.12	Einfluss der Anzahl der inneren CFK/CFK-Trennfugen auf die Vorspann- kraft der M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP-Laminaten bei RT . . .	52
4.13	Einfluss der Warm-Montage auf das Kriechverhalten der CFK-Fügeteile .	54

4.14	Vorspannkraften nach dem Nachziehen einer warm-montierten M8 Schraubenverbindung in Abhängigkeit der Fügeteiltemperatur und der Erwärmungsdauer . . . . .	55
4.15	Gemessene Laminattemperaturen der warm-montierten und konventionell montierten Schraubenverbindungen . . . . .	56
4.16	Vorspannkraftmessungen warm-montierter und herkömmlich montierter M8 Schraubenverbindungen mit einem CF-PA6-Laminat . . . . .	56
4.17	Vorspannkraftmessungen warm-montierter und herkömmlich montierter M8 Schraubenverbindungen mit einem CF-EP-Laminat . . . . .	57
4.18	Einfluss der Warm-Montage auf die Verlustrate und den Vorspannkraftverlust durch Kriechen nach dem Nachziehen in Abhängigkeit des Plattenwerkstoffes . . . . .	58
4.19	Vorspannkraftverlust durch Kriechen in einer Schraubenverbindung dargestellt anhand des Verspannungsschaubildes . . . . .	59
4.20	Relaxationsfunktion und Querkontraktionszahl der EP-Matrix . . . . .	61
4.21	FE-Modell eines RVE einer UD-Schicht mit hexagonaler Faseranordnung . . . . .	62
4.22	Fit der Relaxationsdaten der UD-Schicht mit Prony-Reihen . . . . .	64
4.23	Fit der Relaxationsdaten $C_{22}$ der UD-Schicht mit horizontaler und vertikaler Zeit-Temperatur-Verschiebung . . . . .	64
4.24	Fit der thermischen Verschiebungsfaktoren der UD-Schicht mit der Arrhenius-Gleichung und einer linearen Funktion . . . . .	65
4.25	Zeitabhängige Kennwerte einer UD-Schicht in Abhängigkeit des Faservolumengehaltes bei 23,9 °C ermittelt aus einem RVE mit linear viskoelastischer EP-Matrix . . . . .	67
4.26	Zeitabhängige Kennwerte einer UD-Schicht in Abhängigkeit der Temperatur bei einem Faservolumengehalt von 50 % ermittelt aus einem RVE mit linear viskoelastischer EP-Matrix . . . . .	68
4.27	FE-Modell eines RVE eines quasi-isotropen $[0/90/+45/-45]_s$ CF-EP-Laminates . . . . .	69
4.28	Zeitabhängige Kennwerte eines $[0/90/+45/-45]_s$ CF-EP-Laminates ermittelt aus einem RVE . . . . .	69
4.29	FE-Modelle zur Bestimmung des Vorspannkraftverlustes . . . . .	70
4.30	Vereinfachte, eindimensionale Darstellung der Verformungen einer Schraubenverbindung . . . . .	74
4.31	Temperaturprofile zur Verifikation des analytischen Modells . . . . .	78
4.32	Verifikation des analytischen Modells . . . . .	78
4.33	Quasi- und viskoelastische Vorspannkraftberechnung . . . . .	79
4.34	Einfluss des Faservolumengehaltes, des Lagenaufbaus und der Laminatdicke auf die Vorspannkraft einer M8 Schraubenverbindung mit einem CF-EP-Laminat . . . . .	80
4.35	Vorspannkraft der M8 Schraubenverbindungen nach 20 Tagen in Abhängigkeit des CF-EP-Laminates . . . . .	82
4.36	Fit des analytischen Modells bei RT und erhöhter Temperatur an die gemittelten Vorspannkraftmessungen der M8 Schraubenverbindungen mit quasi-isotropen CF-EP-Laminaten . . . . .	84

---

5.1	Prüfstand mit Prinzipskizze zur Messung von Haftreibungskoeffizienten nach DIN EN ISO 8295 . . . . .	89
5.2	Gemessene Zugkraft während eines Haftreibungsversuches . . . . .	90
5.3	Haftreibungskoeffizient in Abhängigkeit der Werkstoffpaarung ermittelt mit einem eigens entwickelten Prüfstand nach DIN EN ISO 8295 . . . . .	91
5.4	Doppelschnittige Schraubenverbindung . . . . .	91
5.5	FE-Modell einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung . . . . .	92
5.6	Kontaktmodellierung der doppelschnittigen Schraubenverbindung . . . . .	93
5.7	Verformungen einer doppelschnittigen Schraubenverbindung nach dem Vorspannen . . . . .	95
5.8	Annähernd rotationssymmetrische Verteilung des Kontaktdruckes $p$ zwischen den quasi-isotropen CF-EP-Fügeteilen einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung nach dem Vorspannen mit $F_{V0} = 10 \text{ kN}$ . . . . .	95
5.9	Nicht-rotationssymmetrische Verteilung des Kontaktdruckes $p$ zwischen den unidirektionalen CF-EP-Fügeteilen einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung nach dem Vorspannen mit $F_{V0} = 10 \text{ kN}$ . . . . .	96
5.10	Beanspruchung $\sigma_z$ der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung bei vollständigem Rutschen der Fügeteile ( $F = F_{x,\max}$ ) . . . . .	96
5.11	Reibschlüssige Lastübertragung einer doppelschnittigen Schraubenverbindung mit Darstellung des Kontaktstatus . . . . .	97
5.12	Kontaktschubspannungen zwischen den Fügeteilen der doppelschnittigen Schraubenverbindung infolge einer Zugbelastung in der Fügeteilebene . . . . .	98
5.13	Verringerung der Fügeteildicken einer doppelschnittigen Schraubenverbindung durch eine äußere Belastung . . . . .	101
5.14	Reibschlüssige Lastübertragung der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen in Abhängigkeit der Fügeteilpaarung . . . . .	104
5.15	Geprüfte doppelschnittige M8 Schraubenverbindungen . . . . .	106
5.16	Probekörper zur Untersuchung der reibschlüssigen Lastübertragung in doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen . . . . .	106
5.17	Zugprüfmaschine zur Untersuchung der reibschlüssigen Lastübertragung doppelschnittiger M8 Schraubenverbindungen unter statischer Belastung . . . . .	107
5.18	Charakteristische Kraft-Verschiebungskurven der doppelschnittigen Schraubenverbindungen mit CF-EP-Fügeteilen ermittelt aus statischen Zugversuchen . . . . .	108
5.19	Bestimmung der maximal übertragbaren Kraft anhand eines lokalen Maximums und einer maximal zulässigen Differenzverschiebung aus statischen Zugversuchen mit doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen . . . . .	109
5.20	Einfluss des Lagenaufbaus auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten ermittelt aus statischen Zugversuchen an doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen . . . . .	110
5.21	Lastübertragung der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit einer CF-EP-QI/CF-EP-QI-Fügeteilpaarung . . . . .	110
5.22	Effektiver Haftreibungskoeffizient der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen in Abhängigkeit der Fügeteilpaarung . . . . .	111
5.23	Lastübertragung einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit einer Al/CF-EP-Fügeteilpaarung . . . . .	112

5.24	Einfluss der Reibungsbedingung auf die Lastübertragung der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit einer CF-EP/CF-EP-Paarung . . .	112
5.25	Einfluss der Reibungsbedingung auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit einer CF-EP/CF-EP-Paarung . . . . .	113
5.26	Durchführung der zug-schwellenden Versuche zur Untersuchung der reibschlüssigen Lastübertragung . . . . .	114
5.27	Prüfanlage mit Temperaturkammer zur Untersuchung der reibschlüssigen Lastübertragung unter zug-schwellender Belastung . . . . .	114
5.28	Temperaturmessung mit einer Wärmebildkamera und Thermoelementen während der zug-schwellenden Belastung . . . . .	116
5.29	Vorspannkraft der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung während der zug-schwellenden Belastung . . . . .	116
5.30	Vorspannkraft der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen nach zug-schwellenden Belastung in Abhängigkeit der Fügeteilpaarung . . . . .	117
5.31	Vorspannkraft der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit CF-EP-Fügeteilen nach der zug-schwellenden Belastung . . . . .	117
5.32	Effektiver Haftreibungskoeffizient der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen vor und nach der zug-schwellenden Belastung in Abhängigkeit der Fügeteilpaarung . . . . .	119
5.33	Effektiver Haftreibungskoeffizient der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP/CF-EP-Paarungen vor und nach der zug-schwellenden Belastung . . . . .	119
5.34	Verschleißerscheinungen an der Oberfläche der Kunststoffmatrix eines CF-EP-Fügeteils einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit einer St/CF-EP-Paarung . . . . .	120
5.35	Einfluss der Montagepaste auf den Verschleiß eines CF-EP-Fügeteils einer doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit einer CF-EP/CF-EP-Paarung . . . . .	121
5.36	Einfluss der Montagevorspannkraft und der Versuchsanzahl auf den effektiven Haftreibungskoeffizienten der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit CF-EP/CF-EP-Paarung . . . . .	121
5.37	Verschleißerscheinungen an der Oberfläche eines CF-EP-Fügeteils der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung nach mehreren Zugversuchen mit steigender Montagevorspannkraft und zugehörige Schubspannungsverteilung während des Gleitens . . . . .	122
6.1	Lasteinleitungsszenario (schematisch) mit Angabe relevanter Abmessungen	124
6.2	FE-Modell des Lasteinleitungselementes . . . . .	125
6.3	Modellierung der Schraubenverbindung mit Nummerierung der Kontakte	126
6.4	Reibschlüssige Lastübertragung des Lasteinleitungselementes, FEM . . . .	128
6.5	Verformung des Lasteinleitungselementes bei der maximal übertragbaren Kraft $F_{\max}$ . . . . .	128
6.6	Vorspannkraftänderung des Lasteinleitungselementes infolge der Zugbelastung ermittelt aus einer FE-Analyse . . . . .	129
6.7	Fertigung der CFK-Platten mit modifiziertem Vakuumaufbau und Autoklav	132

6.8	Versuchsaufbau zur statischen und zug-schwellenden Prüfung . . . . .	133
6.9	Statische Zugversuche am Lasteinleitungselement . . . . .	134
6.10	Vorspannkraftänderung des Lasteinleitungselementes während eines statischen Zugversuches des Lastfalls 1 ( $\alpha = 0^\circ$ , $T = RT$ ) . . . . .	135
6.11	Vorspannkraftänderung des Lasteinleitungselementes während eines statischen Zugversuches des Lastfalls 2 ( $\alpha = 10^\circ$ , $T = RT$ ) . . . . .	136
6.12	Reibschlüssige Lastübertragung des Lasteinleitungselementes unter statischer Belastung . . . . .	137
6.13	Gemessene Vorspannkraft der Schrauben S1 bis S4 des Lasteinleitungselementes während der zug-schwellenden Belastung . . . . .	138
6.14	Gemessene Vorspannkraft des Lasteinleitungselementes während eines zug-schwellenden Versuches . . . . .	139
6.15	Durchschnittliche Vorspannkraft einer Schraube des Lasteinleitungselementes nach der zug-schwellenden Belastung . . . . .	139
7.1	Vorspannkraft nach den durchgeführten Untersuchungen . . . . .	144

# Tabellenverzeichnis

2.1	Richtwerte für Setzbeträge metallischer Schraubenverbindungen . . . . .	15
4.1	Übersicht der durchgeführten Vorspannkraftmessungen . . . . .	36
4.2	Probekörper für Vorspannkraftmessungen . . . . .	40
4.3	Einfluss des Platten- bzw. Matrixwerkstoffes auf den Vorspannkraftverlust der M8 Schraubenverbindungen bei RT . . . . .	41
4.4	Einfluss der erhöhten Prüftemperatur auf den Vorspannkraftverlust der bei RT montierten M8 Schraubenverbindungen . . . . .	44
4.5	Einfluss des Lagenaufbaus auf den Vorspannkraftverlust in den M8 Schraubenverbindungen . . . . .	48
4.6	Einfluss der Montagevorspannkraft auf den Vorspannkraftverlust in den M8 Schraubenverbindungen mit einem quasi-isotropen CF-EP-Laminat . . . . .	49
4.7	Einfluss der Montagevorspannkraft auf den Vorspannkraftverlust in den M8 Schraubenverbindungen mit einem CF-PA6-Laminat . . . . .	50
4.8	Einfluss der Anzahl der inneren CFK/CFK-Trennfugen auf den Vorspannkraftverlust in den M8 Schraubenverbindungen mit CF-EP-Laminaten bei RT . . . . .	52
4.9	Einfluss der Anzahl der inneren CFK/CFK-Trennfugen auf den mittleren Gesamtsetzbetrag der M8 Schraubenverbindungen . . . . .	53
4.10	Eigenschaften einer hochfesten Kohlenstofffaser . . . . .	60
4.11	Materialparameter der EP-Matrix . . . . .	60
4.12	Gefittete Parameter der thermischen Verschiebungsfaktoren der UD-Schicht . . . . .	66
4.13	Parameter der thermischen Verschiebungsfaktoren eines $[0/90/+45/-45]_s$ CF-EP-Laminates . . . . .	70
4.14	Einfluss der Schraubenmodellierung auf den Elastizitätsmodul der Schraube im FE-Modell . . . . .	71
4.15	Eigenschaften der untersuchten M8 Schraubenverbindung: Elastizitätsmodul, Länge bzw. Dicke, elastische Nachgiebigkeit und Wärmeausdehnungskoeffizient . . . . .	83
4.16	Gefittete Werkstoffparameter des quasi-isotropen CF-EP-Laminates . . . . .	85
5.1	Geprüfte Werkstoffpaarungen der Haftreibungsversuche . . . . .	88
5.2	Materialkennwerte der UD-Schicht (T700 Kohlefaser, EP-Matrix) . . . . .	93
5.3	Haftreibungskoeffizient in den Trennfugen der doppelschnittigen Schraubenverbindungen . . . . .	94
5.4	Effektiver Haftreibungskoeffizient der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindung mit $[0/90/+45/-45]_s$ CF-EP-Fügeteilen ermittelt aus einer FE-Analyse im Vergleich zum Haftreibungskoeffizienten in der Trennfuge . . . . .	99

5.5	Effektiver Haftreibungskoeffizient der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen ermittelt aus einer FE-Analyse im Vergleich zum Haftreibungskoeffizienten in der Trennfuge . . . . .	100
5.6	Laminatkennwerte zur Berechnung des effektiven Haftreibungskoeffizienten der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen . . . . .	103
5.7	Analytisch und numerisch ermittelte effektive Haftreibungskoeffizienten der doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen . . . . .	103
5.8	Übersicht der durchgeführten Versuche mit doppelschnittigen M8 Schraubenverbindungen . . . . .	105
6.1	Untersuchte Lastfälle des Lasteinleitungselementes . . . . .	125
6.2	UD-Kennwerte der CFK-Platte . . . . .	126
6.3	Verwendete Haftreibungskoeffizienten in der FE-Analyse . . . . .	127
6.4	Numerisch und analytisch ermittelte effektive Haftreibungskoeffizienten des Lasteinleitungselementes bei beidseitigem Rutschen der CFK-Platte . . .	131
6.5	Getestete Lastfälle des Lasteinleitungselementes . . . . .	131
6.6	Ergebnisse der statischen Zugversuche . . . . .	136
7.1	Effektiver Haftreibungskoeffizient bei RT . . . . .	144

# Anhang

# Inhalt des Anhangs

<b>Tabellen im Anhang</b>	<b>167</b>
<b>A Auswertung der Vorspannkraftmessungen</b>	<b>168</b>
A.1 Schraubenkalibrierung . . . . .	168
A.2 Umgang mit scheinbaren Schraubendehnungen nach dem Lösen . . . . .	168
<b>B Bestimmung der Relaxationsfunktionen der UD-Schicht</b>	<b>170</b>
<b>C Materialparameter der CF-EP-Platten</b>	<b>172</b>
C.1 Materialparameter der UD-Schicht . . . . .	172
C.2 Materialparameter auf Laminebene . . . . .	179

## Tabellen im Anhang

C.1	Elastische Steifigkeitskennwerte $C_{ij}$ der UD-Schicht . . . . .	172
C.2	Wärmeausdehnungskoeffizienten $\alpha_{thi}$ der UD-Schicht . . . . .	172
C.3	Parameter der horizontalen thermischen Verschiebungsfaktoren $a_T$ bzgl. $C_{ij}(t, T)$ der UD-Schicht . . . . .	172
C.4	Parameter der horizontalen thermischen Verschiebungsfaktoren $a_T$ bzgl. $\alpha_{thi}(t, T)$ der UD-Schicht . . . . .	173
C.5	Parameter der vertikalen thermischen Verschiebungsfaktoren $b_T$ bzgl. $C_{ij}(t, T)$ der UD-Schicht . . . . .	173
C.6	Parameter der vertikalen thermischen Verschiebungsfaktoren $b_T$ bzgl. $\alpha_{thi}(t, T)$ der UD-Schicht . . . . .	173
C.7	Parameter der Relaxationsfunktionen $C_{ij}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 40\%$	174
C.8	Parameter der Relaxationsfunktionen $C_{ij}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 48\%$	174
C.9	Parameter der Relaxationsfunktionen $C_{ij}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 50\%$	175
C.10	Parameter der Relaxationsfunktionen $C_{ij}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 55\%$	175
C.11	Parameter der Relaxationsfunktionen $C_{ij}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 60\%$	176
C.12	Parameter der Kriechfunktionen $\alpha_{thi}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 40\%$ . .	176
C.13	Parameter der Kriechfunktionen $\alpha_{thi}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 48\%$ . .	177
C.14	Parameter der Kriechfunktionen $\alpha_{thi}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 50\%$ . .	177
C.15	Parameter der Kriechfunktionen $\alpha_{thi}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 55\%$ . .	178
C.16	Parameter der Kriechfunktionen $\alpha_{thi}(t, T_R)$ der UD-Schicht, $\varphi_F = 60\%$ . .	178
C.17	Elastische Laminatkennwerte . . . . .	179
C.18	Parameter der thermischen Verschiebungsfaktoren $a_T$ und $b_T$ . . . . .	179
C.19	Relaxations- und Kriechparameter, $[0/90/+45/-45]_s$ , $\varphi_F = 40\%$ . . . . .	180
C.20	Relaxations- und Kriechparameter, $[0/90/+45/-45]_s$ , $\varphi_F = 48\%$ . . . . .	180
C.21	Relaxations- und Kriechparameter, $[0/90/+45/-45]_s$ , $\varphi_F = 50\%$ . . . . .	181
C.22	Relaxations- und Kriechparameter, $[0/90/+45/-45]_s$ , $\varphi_F = 55\%$ . . . . .	181
C.23	Relaxations- und Kriechparameter, $[0/90/+45/-45]_s$ , $\varphi_F = 60\%$ . . . . .	182
C.24	Relaxations- und Kriechparameter, $[0/90]_{2s}$ , $\varphi_F = 55\%$ . . . . .	182
C.25	Relaxations- und Kriechparameter, $[0]_{4s}$ , $\varphi_F = 55\%$ . . . . .	183

# A Auswertung der Vorspannkraftmessungen

## A.1 Schraubenkalibrierung

Zur Kalibrierung der DMS-Schrauben werden diese mit einer gelenkigen Vorrichtung in die Zugprüfmaschine eingespannt und parallel zur Schraubenlängsrichtung mit einer Zugkraft  $F$  beaufschlagt. Es werden zwei Zyklen bis zu einer Maximalkraft von 20 kN gefahren. In Abbildung A.1 sind exemplarisch die Kalibrierkurven von drei Schrauben dargestellt. Die Be- und Entlastungskurven der zwei Zyklen weisen eine sehr hohe Übereinstimmung auf. Erwartungsgemäß ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der Zugkraft  $F$  und der Dehnung  $\varepsilon_{\text{DMS}}$  des eingeklebten DMS. Wie in Abbildung A.1 zu erkennen ist, zeigen die Kalibrierkurven unterschiedliche Steigungen. Als mögliche Ursachen sind Streuungen im Elastizitätsmodul des Schraubenwerkstoffes oder eine nicht exakte Ausrichtung des eingeklebten DMS zur Schraubenlängsachse zu nennen. Für jede Schraube wird aus zwei Punkten der Messkurve ein Kalibrierfaktor berechnet und für die Berechnung der Vorspannkraft aus der gemessenen Schraubendehnung verwendet.

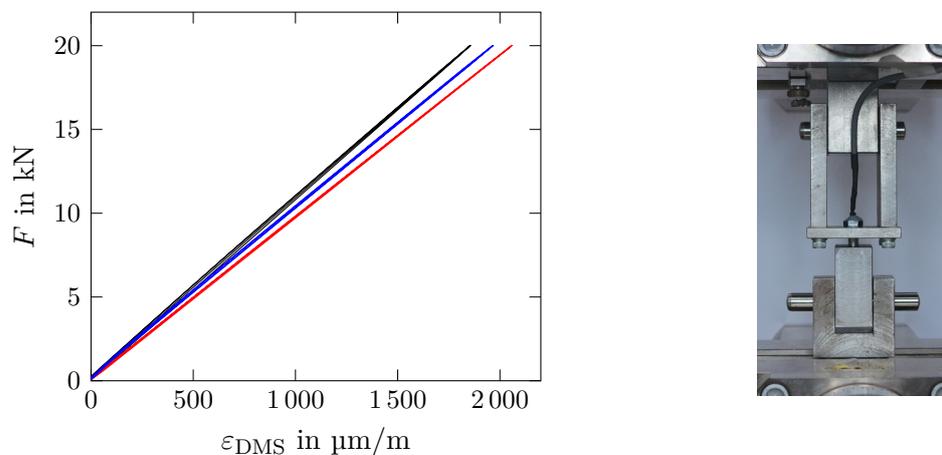


Abbildung A.1: Kalibrierung der DMS-Schrauben für Vorspannkraftmessungen

## A.2 Umgang mit scheinbaren Schraubendehnungen nach dem Lösen

Die Langzeitmessungen der Schraubenvorspannkraft mit den DMS-Schrauben zeigen nach dem Lösen im mechanisch unbelasteten Zustand scheinbare Dehnungen in unterschiedlicher

Höhe. Diese liegen bis auf wenige Ausnahmen unterhalb von 7% der Montagedehnung. Die Ursache für dieses Verhalten konnte nicht eindeutig geklärt werden. Die Vermutung liegt nahe, dass unter der Belastung Kriecheffekte im verwendeten Klebstoff oder im Spezial-DMS der Messschraube aufgetreten sind.

Die aufgetretenen scheinbaren Dehnungen werden durch eine Korrekturfunktion  $\varepsilon_R(t)$  in der Vorspannkraftberechnung berücksichtigt. Die wahre mechanische Dehnung der Schraube  $\varepsilon_S(t)$  berechnet sich aus der gemessenen Dehnung  $\varepsilon_{\text{DMS}}(t)$  und  $\varepsilon_R(t)$  zu:

$$\varepsilon_S(t) = \varepsilon_{\text{DMS}}(t) - \varepsilon_R(t). \quad (\text{A.1})$$

Da der zeitliche Verlauf und die Temperaturabhängigkeit der scheinbaren Dehnung nicht bekannt sind, wird das Potenzgesetz nach Findley (3.6) zur Beschreibung der vermeintlichen Kriechphänomene verwendet. Es gilt:

$$\varepsilon_R(t) = at^n \quad \text{mit} \quad t \geq 0. \quad (\text{A.2})$$

Der Parameter  $a$  wird aus der Bedingung, dass die scheinbare Dehnung nach dem Lösen ( $t = t_L^+$ ) den gemessenen (scheinbaren) Wert des DMS  $\varepsilon_{\text{DMS}}(t_L^+)$  annimmt, bestimmt:

$$a = \frac{\varepsilon_{\text{DMS}}(t_L^+)}{(t_L^+)^n}. \quad (\text{A.3})$$

Der Exponent  $n$  kann ausgehend von 0,2 nach qualitativer Begutachtung der resultierenden Verläufe und dem Vergleich mit weiteren Vorspannkraftmessungen variiert werden. Der Nullpunkt der Korrekturfunktion entspricht für die Vorspannkraftmessungen bei Raumtemperatur dem Zeitpunkt des Erreichens der Montagevorspannkraft. Für Versuche unter erhöhter Temperatur zeigt sich, dass aufgrund der Temperaturabhängigkeit der scheinbaren Dehnungen die Verschiebung des Nullpunktes vor das Aufheizen die besseren Ergebnisse liefert.

## B Bestimmung der Relaxationsfunktionen der UD-Schicht

Für die Bestimmung der Relaxationsfunktionen der UD-Schicht aus dem repräsentativen Volumenelement (RVE) werden folgende Lastfälle (LF) verwendet:

$$\text{LF1: } \left\{ \varepsilon_{\text{UD}}^0 \right\} = \{1, 0, 0, 0, 0, 0\}^T \quad \Delta T_0 = 0, \quad (\text{B.1a})$$

$$\text{LF2: } \left\{ \varepsilon_{\text{UD}}^0 \right\} = \{0, 1, 0, 0, 0, 0\}^T \quad \Delta T_0 = 0, \quad (\text{B.1b})$$

$$\text{LF3: } \left\{ \varepsilon_{\text{UD}}^0 \right\} = \{0, 0, 0, 1, 0, 0\}^T \quad \Delta T_0 = 0, \quad (\text{B.1c})$$

$$\text{LF4: } \left\{ \varepsilon_{\text{UD}}^0 \right\} = \{0, 0, 0, 0, 0, 0\}^T \quad \Delta T_0 = 1. \quad (\text{B.1d})$$

Die Lastfälle und die zugehörigen Randbedingungen werden getrennt voneinander aufgebracht. Die Verschiebungen gegenüberliegender Knoten auf den Außenseiten des RVE sind über periodische Randbedingungen miteinander gekoppelt. Die Querkontraktionen des RVE werden somit behindert.

Für die Lastfälle 1-3 gilt nach Gleichung (4.3) im 1-2-3 Koordinatensystem der UD-Schicht:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1(t) \\ \sigma_2(t) \\ \sigma_3(t) \\ \tau_{23}(t) \\ \tau_{31}(t) \\ \tau_{12}(t) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11}(t) & C_{12}(t) & C_{12}(t) & 0 & 0 & 0 \\ C_{12}(t) & C_{22}(t) & C_{23}(t) & 0 & 0 & 0 \\ C_{12}(t) & C_{23}(t) & C_{22}(t) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44}(t) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66}(t) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66}(t) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^0 \\ \varepsilon_2^0 \\ \varepsilon_3^0 \\ \gamma_{23}^0 \\ \gamma_{31}^0 \\ \gamma_{12}^0 \end{Bmatrix} \quad (\text{B.2})$$

$$\text{mit } C_{44}(t) = \frac{1}{2}(C_{22}(t) - C_{23}(t))$$

und es folgen die Relaxationsfunktionen zu:

$$\begin{aligned} C_{11}(t) &= \sigma_{1,\text{LF1}}(t), & C_{12}(t) &= \sigma_{2,\text{LF1}}(t), & C_{22}(t) &= \sigma_{2,\text{LF2}}(t), \\ C_{23}(t) &= \sigma_{3,\text{LF2}}(t), & C_{66}(t) &= \tau_{12,\text{LF3}}(t). \end{aligned} \quad (\text{B.3})$$

Die Wärmeausdehnungskoeffizienten der UD-Schicht  $\{\alpha_{thUD}(t)\}$  können mit dem Lastfall 4 aus Gleichung (4.3) bei bekannter Relaxationsmatrix  $[C_{UD}(t)]$  ermittelt werden:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1(t) \\ \sigma_2(t) \\ \sigma_3(t) \\ \tau_{23}(t) \\ \tau_{31}(t) \\ \tau_{12}(t) \end{pmatrix} = - \begin{bmatrix} C_{11}(t) & C_{12}(t) & C_{12}(t) & 0 & 0 & 0 \\ C_{12}(t) & C_{22}(t) & C_{23}(t) & 0 & 0 & 0 \\ C_{12}(t) & C_{23}(t) & C_{22}(t) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44}(t) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66}(t) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66}(t) \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \alpha_{th1}(t) \\ \alpha_{th2}(t) \\ \alpha_{th2}(t) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \Delta T. \quad (\text{B.4})$$

Hierfür ist es erforderlich die Relaxationsmatrix zu invertieren. Man erhält mit der Kriech-Nachgiebigkeitsmatrix  $[S_{UD}(t)] = [C_{UD}(t)]^{-1}$ :

$$\begin{aligned} \alpha_{th1}(t) &= -S_{11}(t)\sigma_{1,LF4}(t) - S_{12}(t)\sigma_{2,LF4}(t) - S_{13}(t)\sigma_{3,LF4}(t), \\ \alpha_{th2}(t) &= -S_{12}(t)\sigma_{1,LF4}(t) - S_{22}(t)\sigma_{2,LF4}(t) - S_{23}(t)\sigma_{3,LF4}(t). \end{aligned} \quad (\text{B.5})$$

# C Materialparameter der CF-EP-Platten

## C.1 Materialparameter der UD-Schicht

Tabelle C.1: Elastische Steifigkeitskennwerte  $C_{ij}$  der UD-Schicht,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$\varphi_F$ %	$C_{11}$ MPa	$C_{12}$ MPa	$C_{22}$ MPa	$C_{23}$ MPa	$C_{66}$ MPa
40	$9,664 \cdot 10^4$	$4,250 \cdot 10^3$	$9,624 \cdot 10^3$	$4,733 \cdot 10^3$	$3,048 \cdot 10^3$
48	$1,148 \cdot 10^5$	$4,579 \cdot 10^3$	$1,082 \cdot 10^4$	$5,177 \cdot 10^3$	$3,663 \cdot 10^3$
50	$1,194 \cdot 10^5$	$4,671 \cdot 10^3$	$1,115 \cdot 10^4$	$5,298 \cdot 10^3$	$3,845 \cdot 10^3$
55	$1,308 \cdot 10^5$	$4,923 \cdot 10^3$	$1,208 \cdot 10^4$	$5,624 \cdot 10^3$	$4,365 \cdot 10^3$
60	$1,422 \cdot 10^5$	$5,212 \cdot 10^3$	$1,315 \cdot 10^4$	$5,989 \cdot 10^3$	$5,007 \cdot 10^3$

Tabelle C.2: Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{thi}$  der UD-Schicht,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$\varphi_F$ %	$\alpha_{th1}$ 1/K	$\alpha_{th2}$ 1/K
40	$1,050 \cdot 10^{-6}$	$4,614 \cdot 10^{-5}$
48	$6,804 \cdot 10^{-7}$	$4,123 \cdot 10^{-5}$
50	$6,053 \cdot 10^{-7}$	$4,003 \cdot 10^{-5}$
55	$4,397 \cdot 10^{-7}$	$3,704 \cdot 10^{-5}$
60	$3,000 \cdot 10^{-7}$	$3,410 \cdot 10^{-5}$

Tabelle C.3: Parameter der horizontalen thermischen Verschiebungsfaktoren  $a_T$  bzgl.  $C_{ij}(t, T)$  der UD-Schicht

$\varphi_F$ %	$\Delta H_{11}$ kJ/mol	$\Delta H_{12}$ kJ/mol	$\Delta H_{22}$ kJ/mol	$\Delta H_{23}$ kJ/mol	$\Delta H_{66}$ kJ/mol	$\Delta H_1$ kJ/mol	$\Delta H_2$ kJ/mol
40	99,201	109,477	117,604	113,381	115,745	119,859	117,196
48	98,584	106,155	118,229	113,397	115,874	125,084	118,313
50	98,436	104,842	118,391	113,433	115,911	126,756	118,579
55	98,116	100,261	118,796	113,542	116,015	131,421	119,216
60	97,921	93,401	119,184	113,640	116,140	136,138	119,837

C Materialparameter der CF-EP-Platten

---

Tabelle C.4: Parameter der horizontalen thermischen Verschiebungsfaktoren  $a_T$  bzgl.  $\alpha_{thi}(t, T)$  der UD-Schicht

$\varphi_F$ %	$\Delta H_1$ kJ/mol	$\Delta H_2$ kJ/mol
40	119,859	117,196
48	125,084	118,313
50	126,756	118,579
55	131,421	119,216
60	136,138	119,837

Tabelle C.5: Parameter der vertikalen thermischen Verschiebungsfaktoren  $b_T$  bzgl.  $C_{ij}(t, T)$  der UD-Schicht

$\varphi_F$ %	$m_{bT11}$ 1/K	$m_{bT12}$ 1/K	$m_{bT22}$ 1/K	$m_{bT23}$ 1/K	$m_{bT66}$ 1/K
40	$-9,700 \cdot 10^{-5}$	$-1,809 \cdot 10^{-3}$	$-1,795 \cdot 10^{-3}$	$-1,802 \cdot 10^{-3}$	$-2,003 \cdot 10^{-3}$
48	$-7,600 \cdot 10^{-5}$	$-1,719 \cdot 10^{-3}$	$-1,700 \cdot 10^{-3}$	$-1,719 \cdot 10^{-3}$	$-1,975 \cdot 10^{-3}$
50	$-7,100 \cdot 10^{-5}$	$-1,694 \cdot 10^{-3}$	$-1,674 \cdot 10^{-3}$	$-1,697 \cdot 10^{-3}$	$-1,967 \cdot 10^{-3}$
55	$-6,200 \cdot 10^{-5}$	$-1,624 \cdot 10^{-3}$	$-1,601 \cdot 10^{-3}$	$-1,638 \cdot 10^{-3}$	$-1,944 \cdot 10^{-3}$
60	$-5,400 \cdot 10^{-5}$	$-1,545 \cdot 10^{-3}$	$-1,516 \cdot 10^{-3}$	$-1,573 \cdot 10^{-3}$	$-1,916 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.6: Parameter der vertikalen thermischen Verschiebungsfaktoren  $b_T$  bzgl.  $\alpha_{thi}(t, T)$  der UD-Schicht

$\varphi_F$ %	$m_{bT1}$ 1/K	$m_{bT2}$ 1/K
40	$-2,746 \cdot 10^{-3}$	$-1,900 \cdot 10^{-5}$
48	$-3,088 \cdot 10^{-3}$	$-2,800 \cdot 10^{-5}$
50	$-3,209 \cdot 10^{-3}$	$-3,000 \cdot 10^{-5}$
55	$-3,639 \cdot 10^{-3}$	$-3,500 \cdot 10^{-5}$
60	$-4,430 \cdot 10^{-3}$	$-3,900 \cdot 10^{-5}$

C Materialparameter der CF-EP-Platten

Tabelle C.7: Parameter der Relaxationsfunktionen  $C_{ij}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 40\%$ ,  
 $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{11,m}$	$\alpha_{12,m}$	$\alpha_{13,m}$	$\alpha_{23,m}$	$\alpha_{66,m}$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$2,243 \cdot 10^{-5}$	$-2,930 \cdot 10^{-4}$	$6,668 \cdot 10^{-4}$	$-4,580 \cdot 10^{-4}$	$2,105 \cdot 10^{-3}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$3,013 \cdot 10^{-6}$	$-3,939 \cdot 10^{-5}$	$8,975 \cdot 10^{-5}$	$-6,170 \cdot 10^{-5}$	$2,831 \cdot 10^{-4}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$1,773 \cdot 10^{-5}$	$-2,317 \cdot 10^{-4}$	$5,276 \cdot 10^{-4}$	$-3,625 \cdot 10^{-4}$	$1,665 \cdot 10^{-3}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$2,197 \cdot 10^{-5}$	$-2,871 \cdot 10^{-4}$	$6,541 \cdot 10^{-4}$	$-4,497 \cdot 10^{-4}$	$2,063 \cdot 10^{-3}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$3,608 \cdot 10^{-5}$	$-4,715 \cdot 10^{-4}$	$1,075 \cdot 10^{-3}$	$-7,391 \cdot 10^{-4}$	$3,389 \cdot 10^{-3}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$5,450 \cdot 10^{-5}$	$-7,123 \cdot 10^{-4}$	$1,625 \cdot 10^{-3}$	$-1,119 \cdot 10^{-3}$	$5,121 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$8,373 \cdot 10^{-5}$	$-1,094 \cdot 10^{-3}$	$2,500 \cdot 10^{-3}$	$-1,723 \cdot 10^{-3}$	$7,872 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$1,270 \cdot 10^{-4}$	$-1,661 \cdot 10^{-3}$	$3,802 \cdot 10^{-3}$	$-2,626 \cdot 10^{-3}$	$1,195 \cdot 10^{-2}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$1,910 \cdot 10^{-4}$	$-2,498 \cdot 10^{-3}$	$5,736 \cdot 10^{-3}$	$-3,974 \cdot 10^{-3}$	$1,800 \cdot 10^{-2}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$2,825 \cdot 10^{-4}$	$-3,697 \cdot 10^{-3}$	$8,532 \cdot 10^{-3}$	$-5,939 \cdot 10^{-3}$	$2,668 \cdot 10^{-2}$
11	$7 \cdot 10^0$	$4,084 \cdot 10^{-4}$	$-5,348 \cdot 10^{-3}$	$1,243 \cdot 10^{-2}$	$-8,718 \cdot 10^{-3}$	$3,868 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$5,699 \cdot 10^{-4}$	$-7,470 \cdot 10^{-3}$	$1,757 \cdot 10^{-2}$	$-1,245 \cdot 10^{-2}$	$5,423 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$7,581 \cdot 10^{-4}$	$-9,960 \cdot 10^{-3}$	$2,376 \cdot 10^{-2}$	$-1,714 \cdot 10^{-2}$	$7,255 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$9,362 \cdot 10^{-4}$	$-1,226 \cdot 10^{-2}$	$3,026 \cdot 10^{-2}$	$-2,205 \cdot 10^{-2}$	$9,069 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$1,165 \cdot 10^{-3}$	$-1,599 \cdot 10^{-2}$	$3,675 \cdot 10^{-2}$	$-3,079 \cdot 10^{-2}$	$1,100 \cdot 10^{-1}$
16	$7 \cdot 10^5$	$8,262 \cdot 10^{-4}$	$-7,798 \cdot 10^{-3}$	$3,931 \cdot 10^{-2}$	$-1,695 \cdot 10^{-2}$	$1,006 \cdot 10^{-1}$

Tabelle C.8: Parameter der Relaxationsfunktionen  $C_{ij}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 48\%$ ,  
 $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{11,m}$	$\alpha_{12,m}$	$\alpha_{13,m}$	$\alpha_{23,m}$	$\alpha_{66,m}$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$1,592 \cdot 10^{-5}$	$-2,254 \cdot 10^{-4}$	$6,417 \cdot 10^{-4}$	$-4,162 \cdot 10^{-4}$	$2,073 \cdot 10^{-3}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$2,139 \cdot 10^{-6}$	$-3,031 \cdot 10^{-5}$	$8,639 \cdot 10^{-5}$	$-5,611 \cdot 10^{-5}$	$2,788 \cdot 10^{-4}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$1,259 \cdot 10^{-5}$	$-1,783 \cdot 10^{-4}$	$5,078 \cdot 10^{-4}$	$-3,295 \cdot 10^{-4}$	$1,640 \cdot 10^{-3}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$1,560 \cdot 10^{-5}$	$-2,209 \cdot 10^{-4}$	$6,297 \cdot 10^{-4}$	$-4,089 \cdot 10^{-4}$	$2,032 \cdot 10^{-3}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$2,561 \cdot 10^{-5}$	$-3,627 \cdot 10^{-4}$	$1,035 \cdot 10^{-3}$	$-6,723 \cdot 10^{-4}$	$3,338 \cdot 10^{-3}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$3,870 \cdot 10^{-5}$	$-5,480 \cdot 10^{-4}$	$1,565 \cdot 10^{-3}$	$-1,018 \cdot 10^{-3}$	$5,045 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$5,945 \cdot 10^{-5}$	$-8,420 \cdot 10^{-4}$	$2,408 \cdot 10^{-3}$	$-1,570 \cdot 10^{-3}$	$7,756 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$9,018 \cdot 10^{-5}$	$-1,278 \cdot 10^{-3}$	$3,664 \cdot 10^{-3}$	$-2,396 \cdot 10^{-3}$	$1,178 \cdot 10^{-2}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$1,356 \cdot 10^{-4}$	$-1,922 \cdot 10^{-3}$	$5,534 \cdot 10^{-3}$	$-3,635 \cdot 10^{-3}$	$1,774 \cdot 10^{-2}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$2,006 \cdot 10^{-4}$	$-2,844 \cdot 10^{-3}$	$8,243 \cdot 10^{-3}$	$-5,451 \cdot 10^{-3}$	$2,632 \cdot 10^{-2}$
11	$7 \cdot 10^0$	$2,899 \cdot 10^{-4}$	$-4,114 \cdot 10^{-3}$	$1,203 \cdot 10^{-2}$	$-8,045 \cdot 10^{-3}$	$3,819 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$4,047 \cdot 10^{-4}$	$-5,747 \cdot 10^{-3}$	$1,706 \cdot 10^{-2}$	$-1,158 \cdot 10^{-2}$	$5,363 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$5,375 \cdot 10^{-4}$	$-7,656 \cdot 10^{-3}$	$2,318 \cdot 10^{-2}$	$-1,613 \cdot 10^{-2}$	$7,188 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$6,708 \cdot 10^{-4}$	$-9,481 \cdot 10^{-3}$	$2,971 \cdot 10^{-2}$	$-2,107 \cdot 10^{-2}$	$9,010 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$7,575 \cdot 10^{-4}$	$-1,174 \cdot 10^{-2}$	$3,641 \cdot 10^{-2}$	$-3,026 \cdot 10^{-2}$	$1,094 \cdot 10^{-1}$
16	$7 \cdot 10^5$	$9,404 \cdot 10^{-4}$	$-8,814 \cdot 10^{-3}$	$3,958 \cdot 10^{-2}$	$-1,697 \cdot 10^{-2}$	$1,016 \cdot 10^{-1}$

C Materialparameter der CF-EP-Platten

Tabelle C.9: Parameter der Relaxationsfunktionen  $C_{ij}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 50\%$ ,  
 $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{11,m}$	$\alpha_{12,m}$	$\alpha_{13,m}$	$\alpha_{23,m}$	$\alpha_{66,m}$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$1,463 \cdot 10^{-5}$	$-2,087 \cdot 10^{-4}$	$6,334 \cdot 10^{-4}$	$-4,043 \cdot 10^{-4}$	$2,064 \cdot 10^{-3}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$1,965 \cdot 10^{-6}$	$-2,807 \cdot 10^{-5}$	$8,528 \cdot 10^{-5}$	$-5,452 \cdot 10^{-5}$	$2,776 \cdot 10^{-4}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$1,157 \cdot 10^{-5}$	$-1,651 \cdot 10^{-4}$	$5,012 \cdot 10^{-4}$	$-3,201 \cdot 10^{-4}$	$1,632 \cdot 10^{-3}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$1,433 \cdot 10^{-5}$	$-2,046 \cdot 10^{-4}$	$6,215 \cdot 10^{-4}$	$-3,973 \cdot 10^{-4}$	$2,023 \cdot 10^{-3}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$2,353 \cdot 10^{-5}$	$-3,359 \cdot 10^{-4}$	$1,021 \cdot 10^{-3}$	$-6,533 \cdot 10^{-4}$	$3,323 \cdot 10^{-3}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$3,555 \cdot 10^{-5}$	$-5,075 \cdot 10^{-4}$	$1,545 \cdot 10^{-3}$	$-9,897 \cdot 10^{-4}$	$5,023 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$5,462 \cdot 10^{-5}$	$-7,797 \cdot 10^{-4}$	$2,378 \cdot 10^{-3}$	$-1,526 \cdot 10^{-3}$	$7,723 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$8,285 \cdot 10^{-5}$	$-1,183 \cdot 10^{-3}$	$3,618 \cdot 10^{-3}$	$-2,330 \cdot 10^{-3}$	$1,173 \cdot 10^{-2}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$1,246 \cdot 10^{-4}$	$-1,779 \cdot 10^{-3}$	$5,466 \cdot 10^{-3}$	$-3,538 \cdot 10^{-3}$	$1,767 \cdot 10^{-2}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$1,843 \cdot 10^{-4}$	$-2,634 \cdot 10^{-3}$	$8,144 \cdot 10^{-3}$	$-5,311 \cdot 10^{-3}$	$2,622 \cdot 10^{-2}$
11	$7 \cdot 10^0$	$2,663 \cdot 10^{-4}$	$-3,809 \cdot 10^{-3}$	$1,190 \cdot 10^{-2}$	$-7,849 \cdot 10^{-3}$	$3,806 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$3,719 \cdot 10^{-4}$	$-5,322 \cdot 10^{-3}$	$1,688 \cdot 10^{-2}$	$-1,132 \cdot 10^{-2}$	$5,345 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$4,937 \cdot 10^{-4}$	$-7,086 \cdot 10^{-3}$	$2,296 \cdot 10^{-2}$	$-1,582 \cdot 10^{-2}$	$7,168 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$6,180 \cdot 10^{-4}$	$-8,792 \cdot 10^{-3}$	$2,949 \cdot 10^{-2}$	$-2,076 \cdot 10^{-2}$	$8,993 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$6,765 \cdot 10^{-4}$	$-1,069 \cdot 10^{-2}$	$3,619 \cdot 10^{-2}$	$-3,005 \cdot 10^{-2}$	$1,092 \cdot 10^{-1}$
16	$7 \cdot 10^5$	$9,632 \cdot 10^{-4}$	$-9,067 \cdot 10^{-3}$	$3,971 \cdot 10^{-2}$	$-1,699 \cdot 10^{-2}$	$1,019 \cdot 10^{-1}$

Tabelle C.10: Parameter der Relaxationsfunktionen  $C_{ij}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 55\%$ ,  
 $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{11,m}$	$\alpha_{12,m}$	$\alpha_{13,m}$	$\alpha_{23,m}$	$\alpha_{66,m}$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$1,183 \cdot 10^{-5}$	$-1,677 \cdot 10^{-4}$	$6,089 \cdot 10^{-4}$	$-3,722 \cdot 10^{-4}$	$2,038 \cdot 10^{-3}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$1,590 \cdot 10^{-6}$	$-2,255 \cdot 10^{-5}$	$8,200 \cdot 10^{-5}$	$-5,021 \cdot 10^{-5}$	$2,741 \cdot 10^{-4}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$9,355 \cdot 10^{-6}$	$-1,326 \cdot 10^{-4}$	$4,818 \cdot 10^{-4}$	$-2,947 \cdot 10^{-4}$	$1,612 \cdot 10^{-3}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$1,159 \cdot 10^{-5}$	$-1,643 \cdot 10^{-4}$	$5,976 \cdot 10^{-4}$	$-3,659 \cdot 10^{-4}$	$1,998 \cdot 10^{-3}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,903 \cdot 10^{-5}$	$-2,698 \cdot 10^{-4}$	$9,820 \cdot 10^{-4}$	$-6,018 \cdot 10^{-4}$	$3,282 \cdot 10^{-3}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$2,875 \cdot 10^{-5}$	$-4,076 \cdot 10^{-4}$	$1,486 \cdot 10^{-3}$	$-9,121 \cdot 10^{-4}$	$4,961 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$4,417 \cdot 10^{-5}$	$-6,262 \cdot 10^{-4}$	$2,287 \cdot 10^{-3}$	$-1,408 \cdot 10^{-3}$	$7,629 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$6,701 \cdot 10^{-5}$	$-9,501 \cdot 10^{-4}$	$3,482 \cdot 10^{-3}$	$-2,152 \cdot 10^{-3}$	$1,159 \cdot 10^{-2}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$1,007 \cdot 10^{-4}$	$-1,429 \cdot 10^{-3}$	$5,263 \cdot 10^{-3}$	$-3,272 \cdot 10^{-3}$	$1,747 \cdot 10^{-2}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$1,490 \cdot 10^{-4}$	$-2,114 \cdot 10^{-3}$	$7,849 \cdot 10^{-3}$	$-4,925 \cdot 10^{-3}$	$2,593 \cdot 10^{-2}$
11	$7 \cdot 10^0$	$2,153 \cdot 10^{-4}$	$-3,056 \cdot 10^{-3}$	$1,148 \cdot 10^{-2}$	$-7,309 \cdot 10^{-3}$	$3,766 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$3,009 \cdot 10^{-4}$	$-4,270 \cdot 10^{-3}$	$1,633 \cdot 10^{-2}$	$-1,060 \cdot 10^{-2}$	$5,296 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$3,988 \cdot 10^{-4}$	$-5,676 \cdot 10^{-3}$	$2,227 \cdot 10^{-2}$	$-1,495 \cdot 10^{-2}$	$7,113 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$5,039 \cdot 10^{-4}$	$-7,085 \cdot 10^{-3}$	$2,875 \cdot 10^{-2}$	$-1,985 \cdot 10^{-2}$	$8,943 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$5,013 \cdot 10^{-4}$	$-8,071 \cdot 10^{-3}$	$3,535 \cdot 10^{-2}$	$-2,931 \cdot 10^{-2}$	$1,087 \cdot 10^{-1}$
16	$7 \cdot 10^5$	$1,012 \cdot 10^{-3}$	$-9,694 \cdot 10^{-3}$	$4,017 \cdot 10^{-2}$	$-1,708 \cdot 10^{-2}$	$1,028 \cdot 10^{-1}$

C Materialparameter der CF-EP-Platten

Tabelle C.11: Parameter der Relaxationsfunktionen  $C_{ij}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 60\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{11,m}$	$\alpha_{12,m}$	$\alpha_{13,m}$	$\alpha_{23,m}$	$\alpha_{66,m}$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$9,540 \cdot 10^{-6}$	$-1,277 \cdot 10^{-4}$	$5,779 \cdot 10^{-4}$	$-3,344 \cdot 10^{-4}$	$2,006 \cdot 10^{-3}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$1,284 \cdot 10^{-6}$	$-1,718 \cdot 10^{-5}$	$7,783 \cdot 10^{-5}$	$-4,515 \cdot 10^{-5}$	$2,699 \cdot 10^{-4}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$7,543 \cdot 10^{-6}$	$-1,010 \cdot 10^{-4}$	$4,573 \cdot 10^{-4}$	$-2,649 \cdot 10^{-4}$	$1,587 \cdot 10^{-3}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$9,350 \cdot 10^{-6}$	$-1,252 \cdot 10^{-4}$	$5,672 \cdot 10^{-4}$	$-3,290 \cdot 10^{-4}$	$1,967 \cdot 10^{-3}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,535 \cdot 10^{-5}$	$-2,055 \cdot 10^{-4}$	$9,322 \cdot 10^{-4}$	$-5,413 \cdot 10^{-4}$	$3,232 \cdot 10^{-3}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$2,319 \cdot 10^{-5}$	$-3,105 \cdot 10^{-4}$	$1,411 \cdot 10^{-3}$	$-8,208 \cdot 10^{-4}$	$4,886 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$3,563 \cdot 10^{-5}$	$-4,769 \cdot 10^{-4}$	$2,172 \cdot 10^{-3}$	$-1,268 \cdot 10^{-3}$	$7,514 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$5,404 \cdot 10^{-5}$	$-7,234 \cdot 10^{-4}$	$3,308 \cdot 10^{-3}$	$-1,940 \cdot 10^{-3}$	$1,142 \cdot 10^{-2}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$8,125 \cdot 10^{-5}$	$-1,087 \cdot 10^{-3}$	$5,003 \cdot 10^{-3}$	$-2,956 \cdot 10^{-3}$	$1,722 \cdot 10^{-2}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$1,202 \cdot 10^{-4}$	$-1,608 \cdot 10^{-3}$	$7,469 \cdot 10^{-3}$	$-4,463 \cdot 10^{-3}$	$2,557 \cdot 10^{-2}$
11	$7 \cdot 10^0$	$1,737 \cdot 10^{-4}$	$-2,323 \cdot 10^{-3}$	$1,094 \cdot 10^{-2}$	$-6,652 \cdot 10^{-3}$	$3,718 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$2,428 \cdot 10^{-4}$	$-3,244 \cdot 10^{-3}$	$1,559 \cdot 10^{-2}$	$-9,712 \cdot 10^{-3}$	$5,236 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$3,213 \cdot 10^{-4}$	$-4,297 \cdot 10^{-3}$	$2,133 \cdot 10^{-2}$	$-1,383 \cdot 10^{-2}$	$7,045 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$4,106 \cdot 10^{-4}$	$-5,412 \cdot 10^{-3}$	$2,770 \cdot 10^{-2}$	$-1,860 \cdot 10^{-2}$	$8,882 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$3,581 \cdot 10^{-4}$	$-5,491 \cdot 10^{-3}$	$3,395 \cdot 10^{-2}$	$-2,796 \cdot 10^{-2}$	$1,081 \cdot 10^{-1}$
16	$7 \cdot 10^5$	$1,052 \cdot 10^{-3}$	$-1,031 \cdot 10^{-2}$	$4,086 \cdot 10^{-2}$	$-1,731 \cdot 10^{-2}$	$1,038 \cdot 10^{-1}$

Tabelle C.12: Parameter der Kriechfunktionen  $\alpha_{thi}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 40\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{1,m}$	$\alpha_{2,m}$
1	$8 \cdot 10^{-10}$	$2,563 \cdot 10^{-3}$	$-3,489 \cdot 10^{-4}$
2	$8 \cdot 10^{-9}$	$2,229 \cdot 10^{-5}$	$-5,086 \cdot 10^{-7}$
3	$8 \cdot 10^{-8}$	$2,112 \cdot 10^{-3}$	$-2,850 \cdot 10^{-4}$
4	$8 \cdot 10^{-7}$	$2,167 \cdot 10^{-3}$	$-2,904 \cdot 10^{-4}$
5	$8 \cdot 10^{-6}$	$3,919 \cdot 10^{-3}$	$-5,268 \cdot 10^{-4}$
6	$8 \cdot 10^{-5}$	$5,724 \cdot 10^{-3}$	$-7,689 \cdot 10^{-4}$
7	$8 \cdot 10^{-4}$	$8,933 \cdot 10^{-3}$	$-1,201 \cdot 10^{-3}$
8	$8 \cdot 10^{-3}$	$1,353 \cdot 10^{-2}$	$-1,819 \cdot 10^{-3}$
9	$8 \cdot 10^{-2}$	$2,048 \cdot 10^{-2}$	$-2,756 \cdot 10^{-3}$
10	$8 \cdot 10^{-1}$	$3,052 \cdot 10^{-2}$	$-4,109 \cdot 10^{-3}$
11	$8 \cdot 10^0$	$4,462 \cdot 10^{-2}$	$-6,015 \cdot 10^{-3}$
12	$8 \cdot 10^1$	$6,340 \cdot 10^{-2}$	$-8,560 \cdot 10^{-3}$
13	$8 \cdot 10^2$	$8,608 \cdot 10^{-2}$	$-1,165 \cdot 10^{-2}$
14	$8 \cdot 10^3$	$1,120 \cdot 10^{-1}$	$-1,518 \cdot 10^{-2}$
15	$8 \cdot 10^4$	$1,174 \cdot 10^{-1}$	$-1,634 \cdot 10^{-2}$
16	$8 \cdot 10^5$	$2,406 \cdot 10^{-1}$	$-3,103 \cdot 10^{-2}$

## C Materialparameter der CF-EP-Platten

Tabelle C.13: Parameter der Kriechfunktionen  $\alpha_{thi}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 48\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{1,m}$	$\alpha_{2,m}$
1	$8 \cdot 10^{-10}$	$2,880 \cdot 10^{-3}$	$-3,528 \cdot 10^{-4}$
2	$8 \cdot 10^{-9}$	$1,474 \cdot 10^{-5}$	$1,085 \cdot 10^{-6}$
3	$8 \cdot 10^{-8}$	$2,363 \cdot 10^{-3}$	$-2,865 \cdot 10^{-4}$
4	$8 \cdot 10^{-7}$	$2,417 \cdot 10^{-3}$	$-2,907 \cdot 10^{-4}$
5	$8 \cdot 10^{-6}$	$4,376 \cdot 10^{-3}$	$-5,284 \cdot 10^{-4}$
6	$8 \cdot 10^{-5}$	$6,390 \cdot 10^{-3}$	$-7,709 \cdot 10^{-4}$
7	$8 \cdot 10^{-4}$	$9,974 \cdot 10^{-3}$	$-1,204 \cdot 10^{-3}$
8	$8 \cdot 10^{-3}$	$1,511 \cdot 10^{-2}$	$-1,824 \cdot 10^{-3}$
9	$8 \cdot 10^{-2}$	$2,288 \cdot 10^{-2}$	$-2,765 \cdot 10^{-3}$
10	$8 \cdot 10^{-1}$	$3,410 \cdot 10^{-2}$	$-4,125 \cdot 10^{-3}$
11	$8 \cdot 10^0$	$4,989 \cdot 10^{-2}$	$-6,044 \cdot 10^{-3}$
12	$8 \cdot 10^1$	$7,090 \cdot 10^{-2}$	$-8,610 \cdot 10^{-3}$
13	$8 \cdot 10^2$	$9,651 \cdot 10^{-2}$	$-1,174 \cdot 10^{-2}$
14	$8 \cdot 10^3$	$1,246 \cdot 10^{-1}$	$-1,532 \cdot 10^{-2}$
15	$8 \cdot 10^4$	$1,456 \cdot 10^{-1}$	$-1,665 \cdot 10^{-2}$
16	$8 \cdot 10^5$	$1,967 \cdot 10^{-1}$	$-3,095 \cdot 10^{-2}$

Tabelle C.14: Parameter der Kriechfunktionen  $\alpha_{thi}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 50\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{1,m}$	$\alpha_{2,m}$
1	$8 \cdot 10^{-10}$	$2,993 \cdot 10^{-3}$	$-3,530 \cdot 10^{-4}$
2	$8 \cdot 10^{-9}$	$1,228 \cdot 10^{-5}$	$1,493 \cdot 10^{-6}$
3	$8 \cdot 10^{-8}$	$2,452 \cdot 10^{-3}$	$-2,862 \cdot 10^{-4}$
4	$8 \cdot 10^{-7}$	$2,505 \cdot 10^{-3}$	$-2,901 \cdot 10^{-4}$
5	$8 \cdot 10^{-6}$	$4,539 \cdot 10^{-3}$	$-5,274 \cdot 10^{-4}$
6	$8 \cdot 10^{-5}$	$6,627 \cdot 10^{-3}$	$-7,695 \cdot 10^{-4}$
7	$8 \cdot 10^{-4}$	$1,035 \cdot 10^{-2}$	$-1,202 \cdot 10^{-3}$
8	$8 \cdot 10^{-3}$	$1,567 \cdot 10^{-2}$	$-1,821 \cdot 10^{-3}$
9	$8 \cdot 10^{-2}$	$2,373 \cdot 10^{-2}$	$-2,760 \cdot 10^{-3}$
10	$8 \cdot 10^{-1}$	$3,538 \cdot 10^{-2}$	$-4,119 \cdot 10^{-3}$
11	$8 \cdot 10^0$	$5,177 \cdot 10^{-2}$	$-6,036 \cdot 10^{-3}$
12	$8 \cdot 10^1$	$7,357 \cdot 10^{-2}$	$-8,602 \cdot 10^{-3}$
13	$8 \cdot 10^2$	$1,002 \cdot 10^{-1}$	$-1,174 \cdot 10^{-2}$
14	$8 \cdot 10^3$	$1,290 \cdot 10^{-1}$	$-1,532 \cdot 10^{-2}$
15	$8 \cdot 10^4$	$1,555 \cdot 10^{-1}$	$-1,668 \cdot 10^{-2}$
16	$8 \cdot 10^5$	$1,812 \cdot 10^{-1}$	$-3,094 \cdot 10^{-2}$

C Materialparameter der CF-EP-Platten

---

Tabelle C.15: Parameter der Kriechfunktionen  $\alpha_{\text{thi}}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 55\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{1,m}$	$\alpha_{2,m}$
1	$8 \cdot 10^{-10}$	$3,379 \cdot 10^{-3}$	$-3,515 \cdot 10^{-4}$
2	$8 \cdot 10^{-9}$	$4,387 \cdot 10^{-6}$	$2,628 \cdot 10^{-6}$
3	$8 \cdot 10^{-8}$	$2,759 \cdot 10^{-3}$	$-2,839 \cdot 10^{-4}$
4	$8 \cdot 10^{-7}$	$2,811 \cdot 10^{-3}$	$-2,868 \cdot 10^{-4}$
5	$8 \cdot 10^{-6}$	$5,099 \cdot 10^{-3}$	$-5,223 \cdot 10^{-4}$
6	$8 \cdot 10^{-5}$	$7,443 \cdot 10^{-3}$	$-7,617 \cdot 10^{-4}$
7	$8 \cdot 10^{-4}$	$1,162 \cdot 10^{-2}$	$-1,190 \cdot 10^{-3}$
8	$8 \cdot 10^{-3}$	$1,760 \cdot 10^{-2}$	$-1,804 \cdot 10^{-3}$
9	$8 \cdot 10^{-2}$	$2,667 \cdot 10^{-2}$	$-2,734 \cdot 10^{-3}$
10	$8 \cdot 10^{-1}$	$3,976 \cdot 10^{-2}$	$-4,081 \cdot 10^{-3}$
11	$8 \cdot 10^0$	$5,821 \cdot 10^{-2}$	$-5,984 \cdot 10^{-3}$
12	$8 \cdot 10^1$	$8,273 \cdot 10^{-2}$	$-8,536 \cdot 10^{-3}$
13	$8 \cdot 10^2$	$1,129 \cdot 10^{-1}$	$-1,166 \cdot 10^{-2}$
14	$8 \cdot 10^3$	$1,444 \cdot 10^{-1}$	$-1,525 \cdot 10^{-2}$
15	$8 \cdot 10^4$	$1,897 \cdot 10^{-1}$	$-1,663 \cdot 10^{-2}$
16	$8 \cdot 10^5$	$1,278 \cdot 10^{-1}$	$-3,094 \cdot 10^{-2}$

Tabelle C.16: Parameter der Kriechfunktionen  $\alpha_{\text{thi}}(t, T_R)$  der UD-Schicht,  $\varphi_F = 60\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_{1,m}$	$\alpha_{2,m}$
1	$8 \cdot 10^{-10}$	$4,039 \cdot 10^{-3}$	$-3,471 \cdot 10^{-4}$
2	$8 \cdot 10^{-9}$	$-7,651 \cdot 10^{-6}$	$3,853 \cdot 10^{-6}$
3	$8 \cdot 10^{-8}$	$3,285 \cdot 10^{-3}$	$-2,790 \cdot 10^{-4}$
4	$8 \cdot 10^{-7}$	$3,337 \cdot 10^{-3}$	$-2,810 \cdot 10^{-4}$
5	$8 \cdot 10^{-6}$	$6,061 \cdot 10^{-3}$	$-5,123 \cdot 10^{-4}$
6	$8 \cdot 10^{-5}$	$8,843 \cdot 10^{-3}$	$-7,469 \cdot 10^{-4}$
7	$8 \cdot 10^{-4}$	$1,381 \cdot 10^{-2}$	$-1,167 \cdot 10^{-3}$
8	$8 \cdot 10^{-3}$	$2,092 \cdot 10^{-2}$	$-1,769 \cdot 10^{-3}$
9	$8 \cdot 10^{-2}$	$3,170 \cdot 10^{-2}$	$-2,683 \cdot 10^{-3}$
10	$8 \cdot 10^{-1}$	$4,727 \cdot 10^{-2}$	$-4,007 \cdot 10^{-3}$
11	$8 \cdot 10^0$	$6,925 \cdot 10^{-2}$	$-5,878 \cdot 10^{-3}$
12	$8 \cdot 10^1$	$9,843 \cdot 10^{-2}$	$-8,392 \cdot 10^{-3}$
13	$8 \cdot 10^2$	$1,347 \cdot 10^{-1}$	$-1,148 \cdot 10^{-2}$
14	$8 \cdot 10^3$	$1,705 \cdot 10^{-1}$	$-1,504 \cdot 10^{-2}$
15	$8 \cdot 10^4$	$2,481 \cdot 10^{-1}$	$-1,637 \cdot 10^{-2}$
16	$8 \cdot 10^5$	$3,646 \cdot 10^{-2}$	$-3,099 \cdot 10^{-2}$

## C.2 Materialparameter auf Laminebene

Tabelle C.17: Elastische Laminatkennwerte,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

Lagenaufbau	$\varphi_F$ %	$E_z$ MPa	$\alpha_{thz}$ 1/K
$[0/90/+45/-45]_s$	40	8921,2	$6,457 \cdot 10^{-5}$
$[0/90/+45/-45]_s$	48	10 110,0	$5,753 \cdot 10^{-5}$
$[0/90/+45/-45]_s$	50	10 444,0	$5,577 \cdot 10^{-5}$
$[0/90/+45/-45]_s$	55	11 354,6	$5,139 \cdot 10^{-5}$
$[0/90/+45/-45]_s$	60	12 397,7	$4,705 \cdot 10^{-5}$
$[0/90]_{2s}$	55	11 354,6	$5,139 \cdot 10^{-5}$
$[0]_{4s}$	55	9411,3	$3,704 \cdot 10^{-5}$

Tabelle C.18: Parameter der thermischen Verschiebungsfaktoren  $a_T$  und  $b_T$

Lagenaufbau	$E_z$			$\alpha_{thz}$	
	$\varphi_F$ %	$\Delta H$ kJ/mol	$m_{bT}$ 1/K	$\Delta H$ kJ/mol	$m_{bT}$ 1/K
$[0/90/+45/-45]_s$	40	112,053	$-1,708 \cdot 10^{-3}$	119,350	$7,589 \cdot 10^{-5}$
$[0/90/+45/-45]_s$	48	112,548	$-1,629 \cdot 10^{-3}$	119,525	$5,248 \cdot 10^{-5}$
$[0/90/+45/-45]_s$	50	112,660	$-1,606 \cdot 10^{-3}$	119,593	$4,687 \cdot 10^{-5}$
$[0/90/+45/-45]_s$	55	112,911	$-1,540 \cdot 10^{-3}$	119,806	$3,326 \cdot 10^{-5}$
$[0/90/+45/-45]_s$	60	113,099	$-1,463 \cdot 10^{-3}$	120,084	$1,954 \cdot 10^{-5}$
$[0/90]_{2s}$	55	112,911	$-1,540 \cdot 10^{-3}$	119,806	$3,326 \cdot 10^{-5}$
$[0]_{4s}$	55	118,007	$-1,570 \cdot 10^{-3}$	115,444	$-1,416 \cdot 10^{-5}$

C Materialparameter der CF-EP-Platten

---

Tabelle C.19: Relaxations- und Kriechparameter,  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $\varphi_F = 40\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$E_z(t, T_R)$		$\alpha_{\text{thz}}(t, T_R)$	
	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$7,838 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-10}$	$-7,313 \cdot 10^{-4}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$1,054 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-9}$	$-4,324 \cdot 10^{-5}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$6,200 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-8}$	$-5,125 \cdot 10^{-4}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$7,691 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-7}$	$-6,120 \cdot 10^{-4}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,263 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-6}$	$-1,016 \cdot 10^{-3}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$1,910 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-5}$	$-1,537 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$2,939 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-4}$	$-2,376 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$4,470 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-3}$	$-3,633 \cdot 10^{-3}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$6,747 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-2}$	$-5,526 \cdot 10^{-3}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$1,004 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^{-1}$	$-8,327 \cdot 10^{-3}$
11	$7 \cdot 10^0$	$1,463 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^0$	$-1,237 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$2,073 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^1$	$-1,800 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$2,797 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^2$	$-2,534 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$3,649 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^3$	$-3,418 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$3,592 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^4$	$-4,434 \cdot 10^{-2}$
16	$7 \cdot 10^5$	$8,602 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^5$	$-5,437 \cdot 10^{-2}$

Tabelle C.20: Relaxations- und Kriechparameter,  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $\varphi_F = 48\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$E_z(t, T_R)$		$\alpha_{\text{thz}}(t, T_R)$	
	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$7,359 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-10}$	$-7,143 \cdot 10^{-4}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$9,913 \cdot 10^{-5}$	$7 \cdot 10^{-9}$	$-3,861 \cdot 10^{-5}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$5,823 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-8}$	$-5,028 \cdot 10^{-4}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$7,219 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-7}$	$-5,953 \cdot 10^{-4}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,187 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-6}$	$-9,932 \cdot 10^{-4}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$1,795 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-5}$	$-1,499 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$2,763 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-4}$	$-2,317 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$4,204 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-3}$	$-3,548 \cdot 10^{-3}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$6,350 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-2}$	$-5,398 \cdot 10^{-3}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$9,463 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-1}$	$-8,149 \cdot 10^{-3}$
11	$7 \cdot 10^0$	$1,382 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^0$	$-1,212 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$1,964 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^1$	$-1,768 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$2,660 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^2$	$-2,496 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$3,502 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^3$	$-3,385 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$3,402 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^4$	$-4,448 \cdot 10^{-2}$
16	$7 \cdot 10^5$	$8,744 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^5$	$-5,423 \cdot 10^{-2}$

C Materialparameter der CF-EP-Platten

---

Tabelle C.21: Relaxations- und Kriechparameter,  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $\varphi_F = 50\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$E_z(t, T_R)$		$\alpha_{\text{thz}}(t, T_R)$	
	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$7,227 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-10}$	$-6,891 \cdot 10^{-4}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$9,708 \cdot 10^{-5}$	$7 \cdot 10^{-9}$	$-4,569 \cdot 10^{-5}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$5,720 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-8}$	$-4,970 \cdot 10^{-4}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$7,090 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-7}$	$-5,858 \cdot 10^{-4}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,165 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-6}$	$-9,839 \cdot 10^{-4}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$1,763 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-5}$	$-1,483 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$2,713 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-4}$	$-2,297 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$4,129 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-3}$	$-3,509 \cdot 10^{-3}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$6,240 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-2}$	$-5,345 \cdot 10^{-3}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$9,301 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-1}$	$-8,064 \cdot 10^{-3}$
11	$7 \cdot 10^0$	$1,359 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^0$	$-1,201 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$1,933 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^1$	$-1,751 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$2,621 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^2$	$-2,476 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$3,460 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^3$	$-3,362 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$3,345 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^4$	$-4,425 \cdot 10^{-2}$
16	$7 \cdot 10^5$	$8,785 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^5$	$-5,423 \cdot 10^{-2}$

Tabelle C.22: Relaxations- und Kriechparameter,  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $\varphi_F = 55\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$E_z(t, T_R)$		$\alpha_{\text{thz}}(t, T_R)$	
	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$6,867 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-10}$	$-6,814 \cdot 10^{-4}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$9,251 \cdot 10^{-5}$	$7 \cdot 10^{-9}$	$-4,192 \cdot 10^{-5}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$5,434 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-8}$	$-4,766 \cdot 10^{-4}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$6,741 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-7}$	$-5,717 \cdot 10^{-4}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,108 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-6}$	$-9,490 \cdot 10^{-4}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$1,676 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-5}$	$-1,434 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$2,581 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-4}$	$-2,223 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$3,929 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-3}$	$-3,391 \cdot 10^{-3}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$5,940 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-2}$	$-5,177 \cdot 10^{-3}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$8,863 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-1}$	$-7,804 \cdot 10^{-3}$
11	$7 \cdot 10^0$	$1,297 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^0$	$-1,163 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$1,848 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^1$	$-1,698 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$2,514 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^2$	$-2,406 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$3,340 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^3$	$-3,276 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$3,181 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^4$	$-4,317 \cdot 10^{-2}$
16	$7 \cdot 10^5$	$8,901 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^5$	$-5,429 \cdot 10^{-2}$

C Materialparameter der CF-EP-Platten

---

Tabelle C.23: Relaxations- und Kriechparameter,  $[0/90/+45/-45]_s$ ,  $\varphi_F = 60\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$E_z(t, T_R)$		$\alpha_{\text{thz}}(t, T_R)$	
	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$6,452 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-10}$	$-6,340 \cdot 10^{-4}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$8,697 \cdot 10^{-5}$	$7 \cdot 10^{-9}$	$-4,474 \cdot 10^{-5}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$5,106 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-8}$	$-4,547 \cdot 10^{-4}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$6,336 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-7}$	$-5,436 \cdot 10^{-4}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,041 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-6}$	$-9,058 \cdot 10^{-4}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$1,575 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-5}$	$-1,368 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$2,426 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-4}$	$-2,118 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$3,696 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-3}$	$-3,239 \cdot 10^{-3}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$5,591 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-2}$	$-4,935 \cdot 10^{-3}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$8,350 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-1}$	$-7,449 \cdot 10^{-3}$
11	$7 \cdot 10^0$	$1,223 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^0$	$-1,111 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$1,748 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^1$	$-1,623 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$2,383 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^2$	$-2,302 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$3,191 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^3$	$-3,145 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$2,963 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^4$	$-4,121 \cdot 10^{-2}$
16	$7 \cdot 10^5$	$9,049 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^5$	$-5,448 \cdot 10^{-2}$

Tabelle C.24: Relaxations- und Kriechparameter,  $[0/90]_{2s}$ ,  $\varphi_F = 55\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$E_z(t, T_R)$		$\alpha_{\text{thz}}(t, T_R)$	
	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$6,867 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-10}$	$-6,814 \cdot 10^{-4}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$9,251 \cdot 10^{-5}$	$7 \cdot 10^{-9}$	$-4,192 \cdot 10^{-5}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$5,434 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-8}$	$-4,766 \cdot 10^{-4}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$6,741 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-7}$	$-5,717 \cdot 10^{-4}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,108 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-6}$	$-9,490 \cdot 10^{-4}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$1,676 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-5}$	$-1,434 \cdot 10^{-3}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$2,581 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-4}$	$-2,223 \cdot 10^{-3}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$3,929 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-3}$	$-3,391 \cdot 10^{-3}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$5,940 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-2}$	$-5,177 \cdot 10^{-3}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$8,863 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-1}$	$-7,804 \cdot 10^{-3}$
11	$7 \cdot 10^0$	$1,297 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^0$	$-1,163 \cdot 10^{-2}$
12	$7 \cdot 10^1$	$1,848 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^1$	$-1,698 \cdot 10^{-2}$
13	$7 \cdot 10^2$	$2,514 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^2$	$-2,406 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$3,340 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^3$	$-3,276 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$3,181 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^4$	$-4,317 \cdot 10^{-2}$
16	$7 \cdot 10^5$	$8,901 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^5$	$-5,429 \cdot 10^{-2}$

C Materialparameter der CF-EP-Platten

---

Tabelle C.25: Relaxations- und Kriechparameter,  $[0]_{4s}$ ,  $\varphi_F = 55\%$ ,  $T_R = 23,9^\circ\text{C}$

$m$	$E_z(t, T_R)$		$\alpha_{\text{thz}}(t, T_R)$	
	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$	$\tau_m$ in h	$\alpha_m$
1	$7 \cdot 10^{-10}$	$1,151 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-10}$	$-3,893 \cdot 10^{-4}$
2	$7 \cdot 10^{-9}$	$1,552 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-9}$	$2,144 \cdot 10^{-4}$
3	$7 \cdot 10^{-8}$	$9,114 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-8}$	$4,299 \cdot 10^{-7}$
4	$7 \cdot 10^{-7}$	$1,131 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-7}$	$1,358 \cdot 10^{-4}$
5	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,860 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-6}$	$1,558 \cdot 10^{-4}$
6	$7 \cdot 10^{-5}$	$2,817 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-5}$	$2,795 \cdot 10^{-4}$
7	$7 \cdot 10^{-4}$	$4,345 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-4}$	$4,333 \cdot 10^{-4}$
8	$7 \cdot 10^{-3}$	$6,631 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-3}$	$7,371 \cdot 10^{-4}$
9	$7 \cdot 10^{-2}$	$1,007 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^{-2}$	$1,243 \cdot 10^{-3}$
10	$7 \cdot 10^{-1}$	$1,511 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^{-1}$	$2,200 \cdot 10^{-3}$
11	$7 \cdot 10^0$	$2,232 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^0$	$4,000 \cdot 10^{-3}$
12	$7 \cdot 10^1$	$3,220 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^1$	$7,519 \cdot 10^{-3}$
13	$7 \cdot 10^2$	$4,498 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^2$	$1,450 \cdot 10^{-2}$
14	$7 \cdot 10^3$	$5,936 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^3$	$2,737 \cdot 10^{-2}$
15	$7 \cdot 10^4$	$8,394 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^4$	$6,201 \cdot 10^{-2}$
16	$7 \cdot 10^5$	$6,044 \cdot 10^{-2}$	$7 \cdot 10^5$	$8,474 \cdot 10^{-2}$