

# UNTERSUCHUNG DER REIBSCHLÜSSIGEN LASTÜBERTRAGUNG IN DOPPELSCHNITTIGEN VERBINDUNGEN MIT CFK-FÜGEPARTNERN

F. Hermsdorf, H. Rapp

Institut für Leichtbau, Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik, Universität der Bundeswehr München, Werner-Heisenberg-Weg 39, 85577 Neubiberg, Germany

## Zusammenfassung

Die reibschlüssige Lastübertragung in CFK-Strukturen wird experimentell und numerisch anhand von doppel-schnittigen Schraubenverbindungen unter quasi-statischer in-plane Zugbelastung untersucht. Die Versuche werden an reinen CFK-Verbindungen mit einer M 8 Schraube und einem Kraftmessring zur Vorspannkraft-messung durchgeführt. Sie zeigen im Wesentlichen eine kontinuierliche Lastübertragung vom Haften zum Gleiten der Fügepartner mit einem anschließenden kontinuierlichen Gleitvorgang. Während der Belastung kommt es zu einer Reduktion der Vorspannkraft aufgrund von Querkontraktionseffekten und Nachgiebig-keitsänderungen. Die maximal übertragbaren Kräfte steigen erwartungsgemäß mit der Vorspannkraft an. Bei mehrfacher Belastung zeigen die Reibflächen Verschleißerscheinungen, die zu einer Erhöhung des effektiven Reibungskoeffizienten führen. Der Einfluss des Lagenaufbaus, verschiedener Zwischenmedien und einer rauhen Oberfläche auf die übertragbaren Kräfte wird untersucht. 3D-FE-Simulationen zeigen während des Haftens eine ungleichmäßige Schubspannungsverteilung in der Kontaktfläche. Bei weiterer Belastung begin-nen diese Bereiche lokal zu gleiten und es folgt eine Lastumlagerung auf die noch haftenden Bereiche. Die Ergebnisse aus Simulationen mit den experimentell ermittelten effektiven Reibungskoeffizienten zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen.

## 1. EINLEITUNG

Reibschlüssige Schraubenverbindungen zeichnen sich vor allem durch einen möglichen Toleranzausgleich zwischen den Fügepartnern, die Lösbarkeit und die damit einhergehende vereinfachte Reparaturfähigkeit aus. Aus diesen Gründen können solche Verbindungen im Ver-gleich zu den „herkömmlichen“ Füge-techniken von CFK-Strukturen, wie z.B. Kleb-, Niet- und Bolzenverbindungen (Lochleibung) [19] für bestimmte strukturelle Anwen-dungsbereiche im Fahrzeug-, Flugzeug- und Anlagenbau sehr attraktiv sein.

Werden CFK-Werkstoffe in reinen CFK- oder hybriden CFK/Metall-Verbindungen eingesetzt, sind die anisotropen und inhomogenen Eigenschaften [23] dieser Faser-verbundwerkstoffe im Auslegungsprozess zu berücksich-tigen. Insbesondere zu beachten ist der unter Temperatur erhöhte Vorspannkraftverlust. Ein unzulässig hoher Vor-spannkraftabfall kann dazu führen, dass bei längsbelaste-ten (= in-plane: Kräfte wirken in der Laminatenebene) reib-schlüssigen Verbindungen die erforderliche Mindestrest-klemmkraft unterschritten wird und es zu einem Durchrutschen der Fügepartner bzw. zum Losdrehen der Schraube kommt. Dadurch ist die Funktionsfähigkeit der reib-schlüssigen Verbindung bzw. der Gesamtstruktur nicht mehr gewährleistet. Des Weiteren spielt für eine optimale Auslegung der Verbindung die Kenntnis der Reibungsbe-dingungen zwischen den Fügepartner eine wichtige Rolle.

## 2. DOPPELSCHNITTIGE VERBINDUNGEN UNTER LÄNGSBELASTUNG

Es soll die reibungsbasierte Kraftübertragung von einem Fügepartner auf den anderen prinzipiell untersucht werden, Einflüsse von Füge-teilbiegung sind hierfür hinderlich. Daher werden im Weiteren ausschließlich doppel-schnitti-

ge Verbindungen (DSV) unter Längsbelastung betrachtet.

### 2.1. Lastübertragung

Die Lastübertragung zwischen den Füge-teilen erfolgt durch Reibung. Nach dem Coloumbschen Gesetz kann abhängig vom Reibungsverhalten zwischen Haftreibungs- und Gleitreibungskraft unterschieden werden. Aus Zug-versuchen an DSV mit CFK-Fügepartnern geht hervor, dass die Gleitreibungskraft gleich der Haftreibungskraft ist ( $\mu = \mu_H = \mu_G$ ), sodass hier im Folgenden nur von „Rei-bungskraft“ bzw. „Reibungskoeffizient“ gesprochen wird. Eine am mittleren Füge-teil angreifende Zugkraft  $F_{ip}$  wird über Reibung in den zwei Kontaktflächen auf die äußeren Füge-teile übertragen [17], BILD 1.

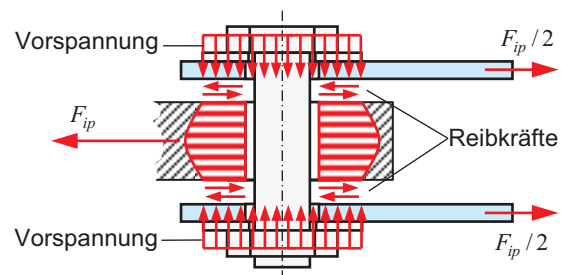


BILD 1. Reibschlüssige Übertragung von in-plane Kräften einer DSV

Die erforderliche Normalkraft wird durch das Anziehen der Schraube erzeugt. Dadurch werden die Füge-teile in Dic-kenrichtung belastet und es entsteht im Allgemeinen eine von der Bohrung nach außen hin abnehmende Druckspannungsverteilung.

Die maximal übertragbare in-plane Kraft  $F_{ip,max}$  ist nach dem Coloumbschen Gesetz von der Normalkraft bzw.

Vorspannkraft  $F_V$  und dem Reibungskoeffizienten  $\mu$  abhängig. Man unterscheidet zwei Bereiche der Lastübertragung: Haften und Gleiten. Für eine DSV nach BILD 1 folgt:

(1) Haften:  $F_{ip} \leq 2\mu F_V = F_{ip,max}$  ,

(2) Gleiten:  $F_{ip} = F_{ip,max}$  .

Solange die Fügepartner haften, ist eine Zunahme der Zugkraft möglich, (Un-) Gleichung (1). Erreicht die Zugkraft die Grenzkraft  $F_{ip,max}$ , kommt es zum Gleiten bzw. Durchrutschen der Fügepartner und eine weitere Steigerung von  $F_{ip}$  ist nicht mehr möglich, Gleichung (2). Der Rutschvorgang wird unbehindert fortgesetzt, bis ein Kontakt zwischen Schraube und Fügepartner vorliegt, wodurch gegebenenfalls eine weitere Laststeigerung über Lochleibung möglich ist [18].

Aus Zugversuchen an DSV kann ein effektiver Reibungskoeffizient  $\mu_{eff}$  bestimmt werden. Dieser wird nach Gleichung (1) aus der der momentanen in-plane Kraft und Vorspannkraft zum Zeitpunkt des Rutschens mit der Verschiebung  $u_R$  bestimmt:

(3)  $\mu_{eff} = \frac{F_{ip}(u_R)}{2 F_V(u_R)}$  .

**2.2. Vorspannkraftverluste**

Im Allgemeinen treten bei Schraubenverbindungen mehrere Mechanismen, die zu einem Vorspannkraftverlust führen können, auf (BILD 2). Man unterscheidet hierbei zwischen Lockern und selbsttätigen Losdrehen. Bei DSV unter quasi-statischer Zugbelastung in der Laminatenebene treten vor allem Vorspannkraftverluste durch Lockern auf, weshalb diese im Folgenden näher beschrieben werden.

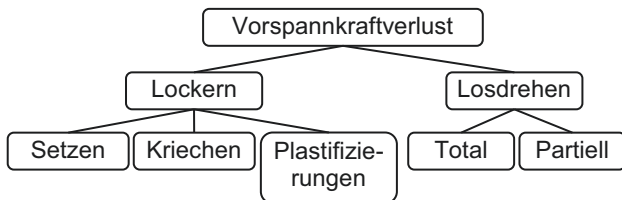


BILD 2. Mechanismen des Vorspannkraftverlustes [9] [27]

Der Effekt des Setzens bezeichnet das plastische Einebnen von Rauigkeitsspitzen in den Kontaktflächen (Schraubenkopf / Mutteraufgabe, Gewinde, Trennfugen) und tritt unmittelbar nach der Montage auf. Der daraus resultierende Vorspannkraftverlust ist u.a. abhängig von der Rauigkeit der Oberflächen, Flächenpressung, Art der Belastung und den elastischen Nachgiebigkeiten. Bei dünnen Laminaten mit kurzer Klemmlänge ist der Vorspannkraftverlust durch Setzen im Allgemeinen größer als bei dickeren. Zudem entstehen bei längsbelasteten Schraubenverbindungen höhere Setzbeträge als bei rein axial belasteten Schraubenverbindungen [26].

Ein weiterer Vorspannkraftverlust entsteht durch Werkstoffkriechen. Dieses beschreibt die zeitabhängige Deformation des Materials unter Spannungseinwirkung und beeinflusst den Vorspannkraftverlust über lange Zeiten hinweg. Bei CFK-Werkstoffen sind insbesondere die temperaturabhängigen viskoelastischen Matriceigenschaften [2] zu berücksichtigen.

Betriebslasten können ebenfalls einen Vorspannkraftverlust bewirken, wenn die lokalen Werkstofffließgrenzen überschritten werden. Dadurch werden plastische Verformungen erzeugt, die zu einer Reduktion der Vorspannkraft führen. [9] [27]

Aufgrund der temperaturabhängigen Kriecheigenschaften der Matrix tritt unter erhöhter Temperatur ein erhöhter Vorspannkraftverlust auf [3] [12] [14]. Bei Raumtemperatur liegen die Vorspannkraftverluste von CFK-EP-Laminaten im Bereich von Stahl, eine Abhängigkeit des Lagenaufbaus ist erst eindeutig unter erhöhter Temperatur erkennbar [12]. Weiterhin ist ein Einfluss des Feuchtegehaltes der Kunststoffmatrix auf den Vorspannkraftverlust vorhanden [4] [24]. Mit steigendem Anzugsdrehmoment bzw. Vorspannkraft nimmt der Vorspannkraftverlust ab [9] [11] [25]. Konstruktive Empfehlungen zur Minimierung des Vorspannkraftverlustes werden in [5] gegeben.

Bei längsbelasteten Verbindungen entsteht eine Änderung der Vorspannkraft aufgrund von Querkontraktionseffekten der Fügepartner [20]. Bei Zugbeanspruchung der Verbindung und positiven Querkontraktionszahlen  $\nu_{xz}$  der Laminat erfolgt eine Reduktion der Vorspannkraft. Dieser Vorspannkraftverlust ist damit von der Querkontraktionszahl  $\nu_{xz}$  und somit vom Lagenaufbau abhängig, vgl. TAB 1.

$[(0/90/\pm 45)_2]_s$	$[0/90]_{2s}$	$[0]_{4s}$
0,301	0,378	0,284

TAB 1. Querkontraktionszahl  $\nu_{xz}$  [-] verschiedener Laminat (T700-EP, 55 % Faservolumengehalt, gleiche Schichtdicken)

**2.3. Reibung**

Die Lastübertragung findet zwischen den Oberflächen der in Kontakt stehenden Laminat (i. d. R. Kunststoff) statt. Die Reibungsbedingungen werden somit maßgeblich von Oberflächeneigenschaften beeinflusst. Um eine hohe reibschlüssig übertragbare Kraft zu erzeugen, ist ein möglichst hoher Reibungskoeffizient zwischen den Fügepartnern erforderlich. Jedoch sind die genauen Reibungsbedingungen oftmals unbekannt, weshalb oft auf Richtwerte aus Standardwerken zurückgegriffen wird [16] [26].

Einen wesentlichen Einfluss auf den Reibungskoeffizienten haben Verunreinigungen oder flüssige Zwischenmedien [21]. Die Vorspannung bzw. Normalkraft hat bei CFK/Stahl Paarungen einen sehr geringen [13] und bei CFK/CFK Paarungen mit Epoxidharzmatrix und geringen Normalkräften keinen Einfluss [6] auf den Reibungskoeffizienten. Dies kann sich aber durchaus ändern, wenn hohe Normalkräfte wirken, die die wahre Kontaktfläche verändern [21]. Wenn Gleitbewegungen in der Reibfläche entstehen, ist mit Verschleißerscheinungen zu rechnen [10].

**3. EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN**

Gegenstand der experimentellen Untersuchungen sind doppelschnittige CFK-Verbindungen von Laminaten mit drei unterschiedlichen Lagenaufbauten. Für diese werden zunächst Vorspannkraftmessungen ohne eine äußere Belastung durchgeführt. Im Rahmen von quasi-statischen Zugversuchen werden folgende Einflussfaktoren auf die reibschlüssige Lastübertragung erfasst: Montagevorspannkraft, Lagenaufbau und Oberflächenmedium/-zustand der Reibflächen.

### 3.1. Versuchsaufbau und Probekörper

Die DSV besteht aus drei Laminatplatten, die mit einer M 8 Schaftschraube (DIN 933 8.8) verspannt werden, BILD 3 links. Es wird nach DIN EN 20273 [7] eine grobe Durchgangsbohrung von 10 mm verwendet, um einen frühzeitigen Kontakt von Schraube und Laminat während der Montage und im Versuch zu vermeiden und so zu gewährleisten, dass die gesamte Last alleine durch Reibung übertragen wird. Die Messung der Schraubenvorspannkraft erfolgt mittels eines DMS-basierten, kommerziellen Kraftmessrings (ME-Messsysteme GmbH), der zwischen Schraubenkopf und Laminat mit zwei zusätzlichen vom Hersteller gelieferten Lastverteilscheiben eingesetzt wird. Der Versuchsaufbau wird in eine Zugprüfmaschine eingespannt, BILD 3 rechts. In Vorversuchen wurde gezeigt, dass neben der Messung des Traversenweges der Zugprüfmaschine keine weitere zusätzliche Verschiebungsmessung der Proben erforderlich ist, um den Übergang vom Haften zum Gleiten sicher bestimmen zu können.

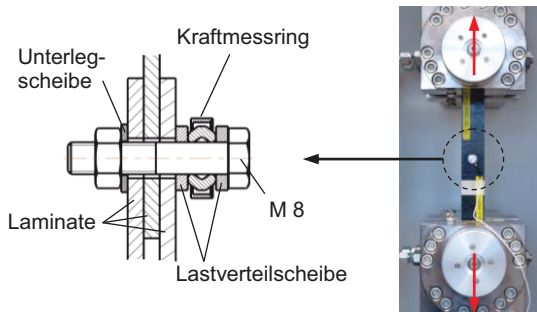


BILD 3. Versuchsaufbau mit Schnittansicht (links) und im eingebauten Zustand (rechts)

Für die Versuche stehen drei verschiedene T700-Epoxid Laminat mit 55 % Faservolumengehalt und 4 mm Dicke zur Verfügung: unidirektional (UD), biaxial 0°/90° (0/90) und quasi-isotrop [(0/90/±45)<sub>n</sub>]<sub>s</sub> (QI). Die Abmessungen sind BILD 4 zu entnehmen, die 0°-Lagen verlaufen in Probenlängsrichtung. Die Herstellung der Laminat erfolgte in einem RTM Prozess aus der Automobilbranche. Die Oberfläche ist sehr glatt und eben.

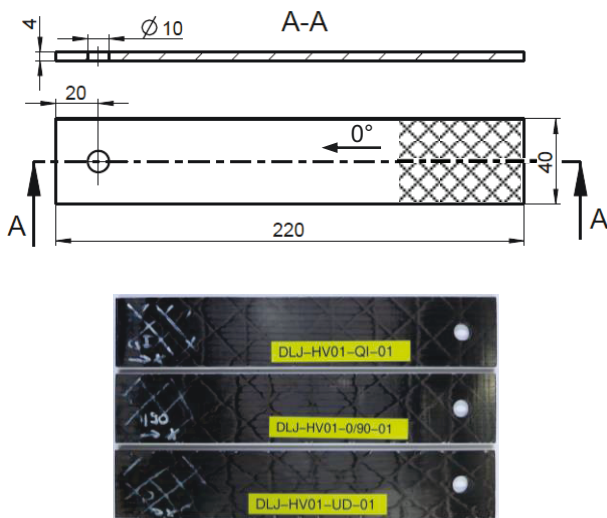


BILD 4. Probekörper (UD, 0/90, QI) mit Abmessungen

Die maximale Montagevorspannkraft unter Ausnutzung von 90 % der Dehngrenze des Schraubenmaterials ( $R_{p0,2} = 640 \text{ N/mm}^2$ ) und einer Gewindereibungszahl von 0,263 (Bestimmung aus Vorversuchen mit einem Drehmomentschlüssel) beträgt ca. 15 kN. Die Laminatbelastung durch die maximale Montagevorspannkraft ( $100 \text{ N/mm}^2$  mittlere Druckspannung) und eine maximale in-plane Zugkraft von 10 kN ( $62,5 \text{ N/mm}^2$  Zugbelastung) sind als nicht versagenskritisch zu bewerten. Aus diesen Gründen ist eine Festigkeitsbetrachtung der Laminat nicht erforderlich.

### 3.2. Versuchsdurchführung

Die experimentellen Untersuchungen werden an drei DSV mit einheitlichen Laminaten durchgeführt, TAB 1. Der jeweilige Versuchsaufbau wird vor dem Versuchsbeginn außerhalb der Zugprüfmaschine montiert. Dabei werden die Probekörper und die Schraube so ausgerichtet, dass alle Bohrungen zentrisch zueinander und der Schraube liegen. Das Aufbringen einer definierten Vorspannkraft erfolgt anhand des Messsignals des Kraftmessrings. Die Belastung erfolgt zunächst bis zu einer Vorlast, von der aus entlastet und wiederbelastet wird, um ein eventuell vorzeitiges Rutschen zu erkennen. Die Vorlast entspricht dabei 50 % der theoretisch maximal übertragbaren Reibungskraft für die jeweilige Montagevorspannkraft. Im Idealfall wird bei der Zweitbelastung ein- und derselbe Punkt durchfahren. Die Versuche werden weggeregelt durchgeführt. Am Ende eines jeden Versuches wird die Verbindung demontiert, die Schraube und die Laminat werden neu ausgerichtet, erneut vorgespannt und nochmals getestet.

Fügepartner	Bezeichnung
3 x QI-Laminat	QI-DSV
3 x 0/90-Laminat	0/90-DSV
3x UD-Laminat	UD-DSV

TAB 1. Getestete doppelschnittige Verbindungen

Zur Charakterisierung des Verhaltens der Vorspannkraft während und kurz nach dem Anziehen (bis max. 40 h) werden Vorspannkraftmessungen an den unbelasteten Verbindungen (UD-, 0/90- und QI-DSV) bei einer nominellen Montagevorspannkraft von 10 kN durchgeführt. Die Vorspannkraftverläufe werden auf die jeweilige Montagevorspannkraft normiert, BILD 5.

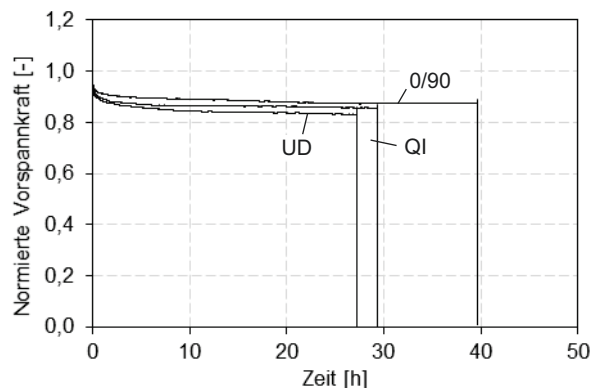


BILD 5. Normierte Vorspannkraftverläufe für eine QI-, 0/90 und UD-DSV ohne äußere Belastung

Es zeigt sich, dass unmittelbar nach dem Anziehen ein Teil der Vorspannkraft aufgrund von Setzen verloren geht. Im weiteren Verlauf nimmt die Vorspannkraft nur noch geringfügig ab. Zwischen den verschiedenen Laminaten ergeben sich bei Raumtemperatur nur geringe Unterschiede, vgl. [12]. Nach der Versuchsdauer von ca. 1-2 Tagen verbleiben ca. 85 % an Restvorspannkraft.

### 3.3. Quasi-statische Zugversuche

Die Auswertung der quasi-statischen Zugversuche erfolgt anhand von Kraft-Verschiebungs-Kurven, aus denen effektive Reibungskoeffizienten berechnet werden. Die Reibflächen werden auf Verschleißerscheinungen hin analysiert.

#### 3.3.1. Einfluss der Montagevorspannkraft

Der Einfluss der Montagevorspannkraft auf das reibschlussige Lastübertragungsverhalten wird an einer QI-DSV bei unterschiedlichen Montagevorspannkraften von 2 kN bis 14 kN ermittelt. Für jedes Montagevorspannkraftniveau werden drei Versuche nacheinander mit ein- und denselben Proben durchgeführt, beginnend mit der geringsten Vorspannkraft. Vor dem ersten Versuch werden die angrenzenden Oberflächen um die Bohrung einmalig mit herkömmlichen Spiritusreiniger gesäubert. Die Zugkraft-Verschiebungskurven in BILD 6 zeigen die erwartungsgemäße Zunahme der reibschlussig übertragbaren Zugkraft mit der Vorspannkraft.

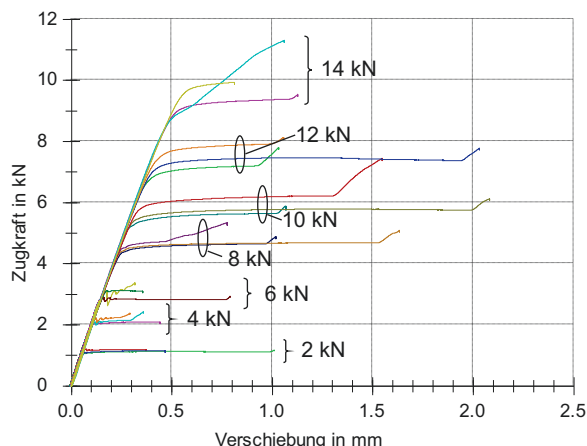


BILD 6. Zug-Kraft-Verschiebungs-Kurven in Abhängigkeit der nominellen Montagevorspannkraft für eine QI-DSV

Im Haftreibungsbereich sind die Verläufe durch einen linearen Anstieg der Zugkraft mit der Verschiebung gekennzeichnet. Daraufhin folgt ein Übergangsbereich vom Gleitbeginn bis zum vollständigen Gleiten. Bei den ersten Versuchen bis 6 kN Vorspannkraft kann ein welliger Übergangsbereich (Wechsel von Haften und Gleiten), der anschließend in ein stetiges Gleiten übergeht, beobachtet werden. Die nachfolgenden Versuche oberhalb von 6 kN zeigen einen kontinuierlichen Übergang vom Haften zum Gleiten. Ein Teil der Versuche wird bis zu einem ersten Kontakt von Bolzen und Laminat gefahren, welcher an einem Anstieg der Zugkraft mit dem Weg erkennbar ist.

In BILD 7 sind die Verläufe der Vorspannkraft zu den Versuchen bei 10 kN nomineller Montagevorspannkraft

dargestellt. Im Haftreibungsbereich nimmt die Vorspannkraft annähernd linear mit der Verschiebung bzw. Zugkraft ab, vgl. Abschnitt 2.2. Im weiteren Verlauf ist am Übergangspunkt vom Haften zum Gleiten ein „Knick“ erkennbar, ab dem sich der Vorspannkraftverlauf ändert. Die Verläufe werden daraufhin flacher und es folgt ein Vorspannkraftverlust im Gleitreibungsbereich unter konstanter Zugkraft.

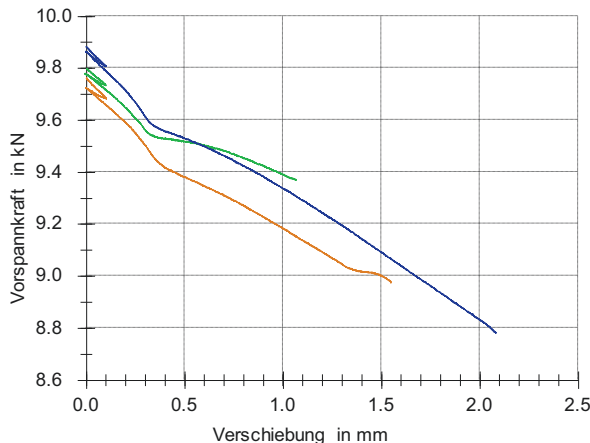


BILD 7. Vorspannkraftverläufe der QI-DSV mit 10 kN nomineller Montagevorspannkraft

Der charakteristische „Knickpunkt“ in den Vorspannkraftverläufen gibt somit eindeutig den Punkt des vollständigen Rutschens an. Die zugehörige Kraft wird für die Berechnung der effektiven Reibungskoeffizienten nach Gleichung (3) herangezogen, BILD 8.

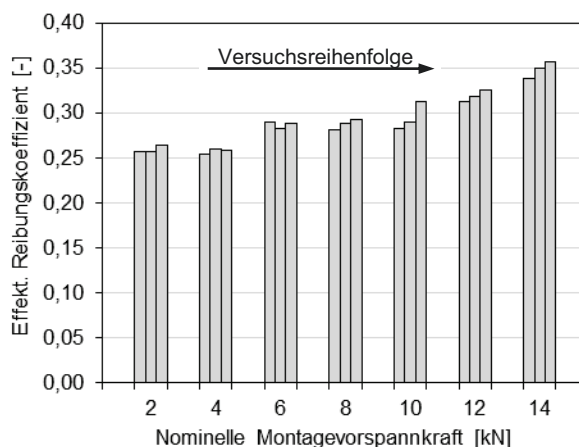


BILD 8. Effektive Reibungskoeffizienten der QI-DSV in Abhängigkeit der Montagevorspannkraft

Für die ersten Versuche mit 2 und 4 kN nomineller Montagevorspannkraft liegt der effektive Reibungskoeffizient bei ca. 0,260. Die Versuche oberhalb von 6 kN zeigen im Mittel eine Erhöhung des Reibungskoeffizienten mit der Versuchsanzahl und der Montagevorspannkraft bis hin zu 0,356.

Um dieses Verhalten genauer zu untersuchen, werden in BILD 9 die Reibflächen nach dem ersten und dritten Versuch bei 12 kN („12 kN, 01“ / „12 kN, 03“) und nach dem dritten Versuch bei 14 kN („14 kN, 03“) betrachtet. Es zeigen sich Verschleißerscheinungen, die sich mit der Versuchsanzahl vermehren und vergrößern, besonders

bei hohen Vorspannkraften. An diesen Stellen ist die Kunststoffmatrix an der Oberfläche beschädigt und es liegt ein lokal veränderter Reibungskoeffizient vor. Dadurch kommt es zu einem Anstieg des effektiven Reibungskoeffizienten mit der Vorspannkraft, der im Wesentlichen auf diese Veränderung der Reibfläche zurückzuführen ist.

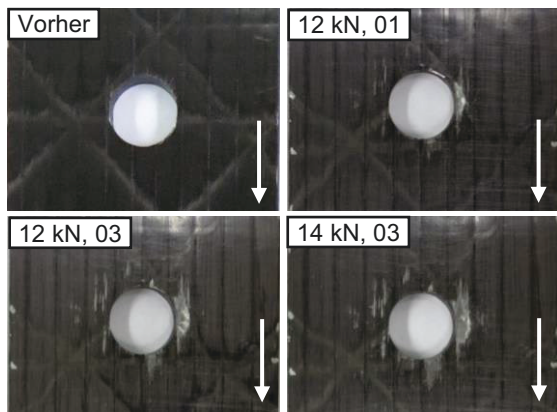


BILD 9. Verschleißerscheinungen einer Kontaktfläche eines QI-Laminates (Pfeil: Lastrichtung)

### 3.3.2. Einfluss des Lagenaufbaus

In einer zweiten Versuchsreihe wird der Einfluss des Lagenaufbaus der Fügepartner auf das Lastübertragungsverhalten anhand der 0/90- und UD-DSV bei 10 kN Montagevorspannkraft untersucht. Zu Beginn werden die Proben wieder mit Spiritus gereinigt. In BILD 10 sind die effektiven Reibungskoeffizienten angegeben.

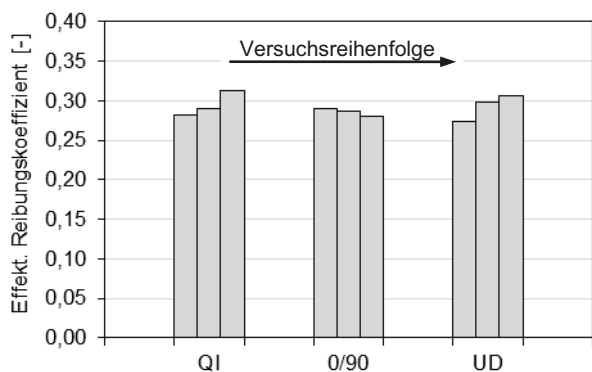


BILD 10. Effektive Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit des Lagenaufbaus (QI-, 0/90-, UD-DSV)

Gemäß den Erwartungen kommt es zu keiner erkennbaren Veränderung der effektiven Reibungskoeffizienten mit dem Lagenaufbau. Diese liegen bei 0/90-DSV zwischen 0,28 und 0,29 und bei UD-DSV zwischen 0,274 und 0,306. Bereits nach drei Versuchen sind erste Verschleißerscheinungen, die vom Bohrungsrand (höchste Druckbelastung) ausgehen, erkennbar (BILD 11). Passend zu den Verschleißerscheinungen der UD-Laminates ist ein Anstieg der effektiven Reibungskoeffizienten der UD-DSV mit der Versuchsanzahl erkennbar. Diese sind bei der 0/90-DSV trotz erkennbarer Verschleißerscheinungen näherungsweise konstant.

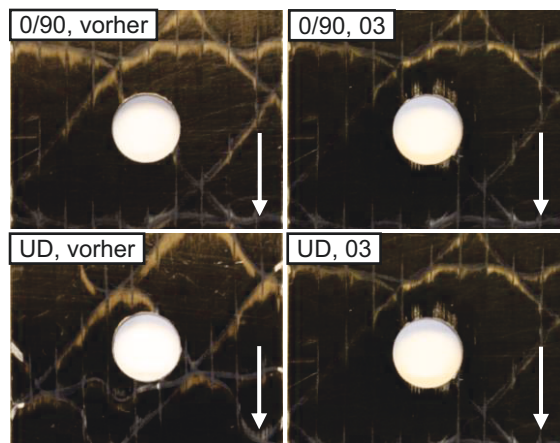


BILD 11. Vergleich der Reibflächen der UD- und 0/90 Probekörper vor und nach 3 Versuchen („03“) mit 10 kN Montagevorspannkraft (Pfeil: Lastrichtung)

### 3.3.3. Einfluss verschiedener Reibungsbedingungen

Der Einfluss von Universalöl, Wasser und einer speziellen Montagepaste, sowie das Aufrauen der Reibfläche werden an den QI-, 0/90- und UD-DSV bei 10 kN nomineller Montagevorspannkraft analysiert. Die verwendete kommerzielle Montagepaste mit „Micropearls“ wurde speziell für Klemmbereiche mit CFK und / oder Metallbauteilen im Fahrradsegment entwickelt und soll das notwendige Anzugsdrehmoment laut Hersteller um bis zu 30 % reduzieren. Die Bestandteile der Paste sind zum Untersuchungszeitpunkt nicht bekannt. Das Kontaktmedium wird nach jedem Einzelversuch erneut auf die gereinigte Kontaktfläche aufgetragen. Die Aufrauhung der Reibflächen der QI-Laminates erfolgt mit Schleifpapier (400er Körnung). Die Ergebnisse sind in BILD 12 zusammengefasst.

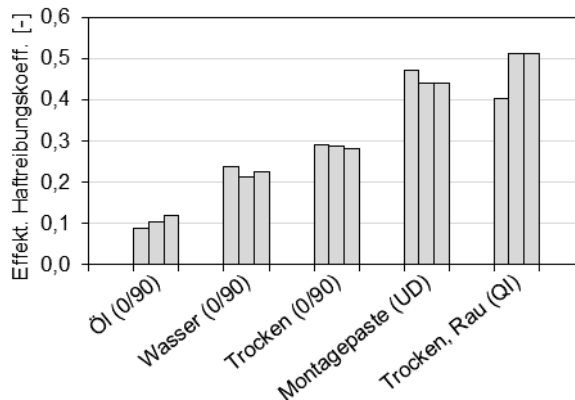


BILD 12. Einfluss verschiedener Oberflächenzustände

- Die Schmierung der Reibflächen mit Öl senkt den effektiven Reibungskoeffizienten erwartungsgemäß stark ab, von ca. 0,285 auf 0,1.
- Werden die Reibflächen mit Wasser benetzt, sinkt dieser auf ca. 0,226.
- Der Einsatz der Montagepaste erhöht den effektiven Reibungskoeffizienten auf durchschnittlich 0,450.
- Nach dem ersten Versuch mit der aufgerauten Oberfläche liegt dieser bei ca. 0,4 und es zeigen sich bereits Verschleißerscheinungen an der Reibfläche, die bei den darauffolgenden Versuchen größer werden

(BILD 13). Der effektive Reibungskoeffizient steigt auf 0,511.

Eine Vergrößerung der Verschleißbereiche ist auch nach den Versuchen mit Wasser und Öl beobachtbar. Der Einsatz der Montagepaste führt nach den Versuchen zu einer aufgerauten Reibfläche.

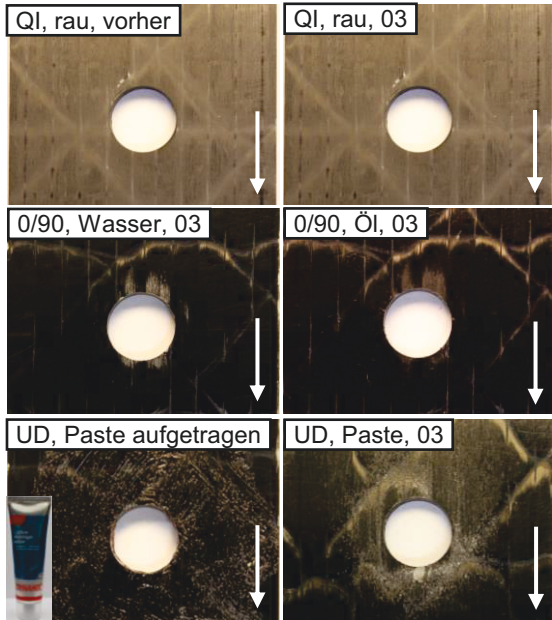


BILD 13. Reibflächen vor und nach drei Versuchen („03“) mit unterschiedlichen Oberflächenbeschaffenheiten bei 10 kN Montagevorspannkraft (Pfeil: Lastrichtung)

#### 4. NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN

Zunächst wird das prinzipielle Lastübertragungsverhalten einer DSV mittels der FEM untersucht. Im Anschluss daran erfolgt die Simulation mit den Versuchsparametern.

##### 4.1. FE-Modellierung

Das 3D-FE-Modell (Ansys) der DSV besteht aus den Fügepartnern, der M 8 Schraube und den Scheiben, BILD 14. Es wird ein Halbmodell betrachtet. Die Schraube mit dem Schraubenkopf und -schaft, und die Mutter werden als zusammenhängende zylindrische Volumen unter Vernachlässigung der Gewinde modelliert.

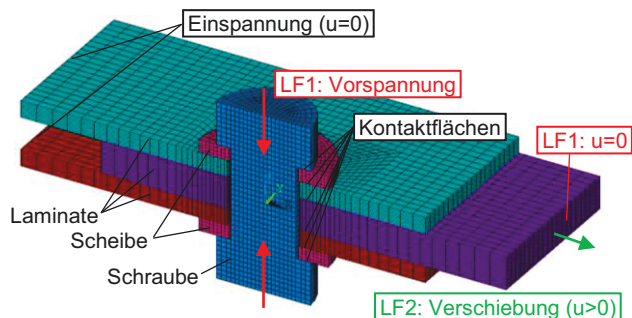


BILD 14. FE-Modell der DSV mit Randbedingungen und Lastfällen

Der Schraubenkopfdurchmesser entspricht dem Durchmesser der Schraubenkopfauflage und der Mutterdurchmesser dem Mutterauflagedurchmesser. Die unidirektionalen (UD) Schichten der Laminats werden je nach Dicke mit einem bzw. zwei Solid-Elementen in Dickenrichtung diskretisiert. Den Lagen wird ein lineares transversal isotropes 3D-Materialmodell zugeordnet, TAB 1. Für die Schraube und die Scheiben wird ein lineares Materialmodell von Stahl ( $E = 210 \text{ GPa}$ ,  $\nu = 0,3$ ) verwendet.

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

TAB 1. Materialdaten UD-Schicht (T700-Epoxyd, 55 % Faservolumengehalt)

An den Kontaktflächen der Volumen kommen Surface-to-Surface Kontaktelemente zur Anwendung. Die Lösung des Kontaktproblems erfolgt durch das Augmented-Lagrange-Verfahren [1] [22]. Die Reibung wird mit dem Coulombschen Reibungsgesetz modelliert. Wie die Versuche zeigen, findet bis auf sehr wenige Ausnahmen ein kontinuierlicher Übergang vom Haften zum Gleiten mit anschließender konstanter Zugkraft im Gleitreibungsgebiet statt. Um dieses Verhalten in der Simulation wiederzugeben, werden die Gleitreibungs- mit den Reibungskoeffizienten gleich gesetzt, sodass keine Reduktion der Zugkraft mit Beginn des Gleitens einsetzt. Der Reibungskoeffizient zwischen den Laminaten (CFK-CFK) wird mit 0,230, Schraube und Scheibe (Stahl-Stahl) mit 0,154 und Scheibe-Laminat (Stahl-CFK) zu 0,259 angenommen [6]. Die numerische Simulation läuft in zwei Schritten ab:

- 1) Aufbringen einer Vorspannkraft auf die Pretension-Elemente der Schraube (LF1) und
- 2) Zugbelastung am mittleren Laminat durch Aufbringen einer Verschiebung in Zugrichtung (LF2).

##### 4.2. Analyse der Lastübertragung

Zur FE-Analyse der Lastübertragung wird das oben beschriebene Modell verwendet. Die wichtigsten Parameter sind:

- M 8 Schraube (Durchgangsbohrung: 9 mm)
- QI-Laminats (Dicken: 2-4-2 mm)
- Zwei identische Unterscheiben (Höhe: 1,6 mm)
- 10 kN Montagevorspannkraft

##### 4.2.1. Lastfall 1: Vorspannen

Das Vorspannen bewirkt eine Zugbeanspruchung der Schraube und eine Druckbeanspruchung der Scheiben und Laminats, BILD 15. Die Druckspannung in den Laminats nimmt in radialer Richtung nach außen ab, das Maximum befindet sich am Bohrungsinnenrand an der Kräfteinleitung zwischen Unterscheibe und äußerem Fügepartner. Der Druckspannungskörper verbreitert sich im äußeren Fügepartner, wohingegen seine Breite im mittleren Fügepartner nahezu konstant bleibt.

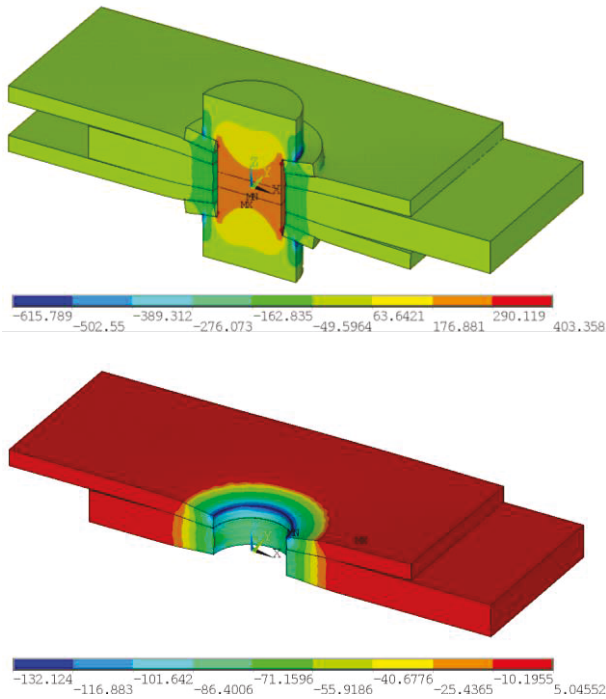


BILD 15. Spannungen in Dickenrichtung nach dem Vorspannen für das Gesamtmodell (oben) und das mittlere/obere Laminat (unten) mit 20-facher Skalierung der Verformungen

Der Kontaktdruck zwischen den Laminaten weist eine ähnliche Verteilung wie die Druckspannung der Laminat auf, BILD 16. Bei genauerer Betrachtung erkennt man, dass die Druckverteilung nicht exakt rotationssymmetrisch zur Bohrung verläuft, sondern lokale Unterschiede auftreten. Diese werden zum einen durch die äußeren Randbedingungen des Modells und die unterschiedlichen Bohrungsrandabstände sowie durch die Faserorientierungen der äußeren Lagen hervorgerufen

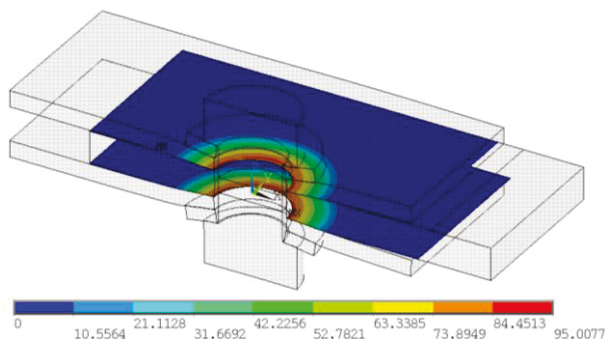


BILD 16. Kontaktdruck zwischen den Laminaten nach dem Vorspannen (20-fache Skalierung der Verformungen)

In BILD 17 wird dazu die Kontaktdruck entlang von drei Pfaden in radialer Richtung vom Bohrungsmittelpunkt betrachtet (0°/180°: positiv/negativ, 90°: senkrecht zur Zugrichtung). Eine lokale Erhöhung des Kontaktdrucks liegt am Bohrungsinnenrand, wo die Fasern senkrecht auf die Bohrung treffen, vor (Pfad 1 und 3). Eine lokale Abminderung am Bohrungsinnenrand findet sich hingegen an der Stelle tangential zur Bohrung verlaufender Fasern.

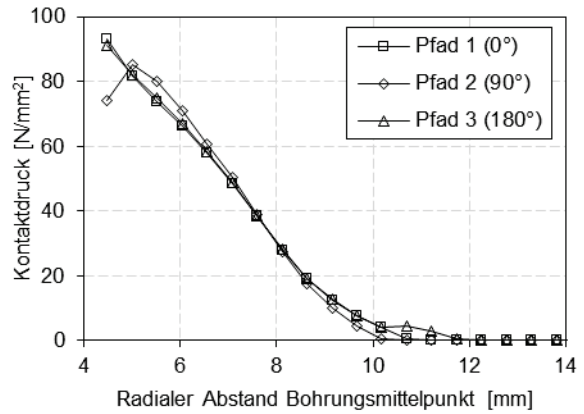


BILD 17. Radiale Kontaktdruckverteilung zwischen den Laminaten

#### 4.2.2. Lastfall 2: Zugbelastung

Nach dem Vorspannen wird die Zugbelastung stufenweise in Form einer Verschiebung auf das mittlere Laminat aufgebracht. Die Ergebnisse in BILD 18 zeigen qualitativ das gleiche Verhalten der Zugkraft und der Vorspannkraft wie in den Versuchen: Die Zugkraft steigt zunächst linear mit der Belastung an und geht anschließend kontinuierlich in den Gleitbereich und konstanter Zugkraft über. Die Vorspannkraft sinkt während der steigenden Zugbelastung im Haftreibungsbereich (vgl. Abschnitt 2.2) bis zu dem Punkt an dem der Übergang vom teilweise Haften zum vollständigen Gleiten stattfindet (Punkt 17). Beim Gleiten reduziert sich die Vorspannkraft weiter aufgrund der Änderung der Nachgiebigkeit der verspannten Teile, die sich durch die Verschiebung der Bohrungen zueinander ergibt. Der effektive Reibungskoeffizient der Verbindung wird aus Gleichung (3) berechnet: 0,226.

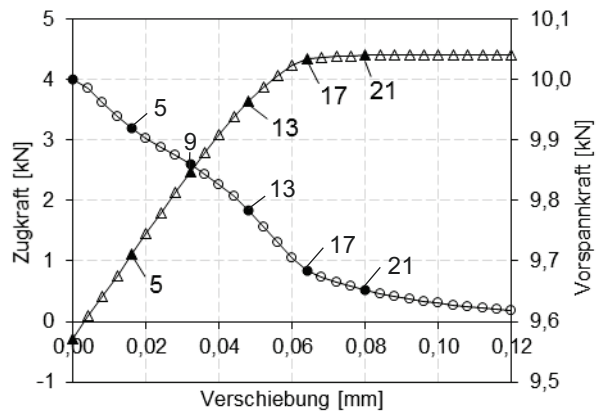
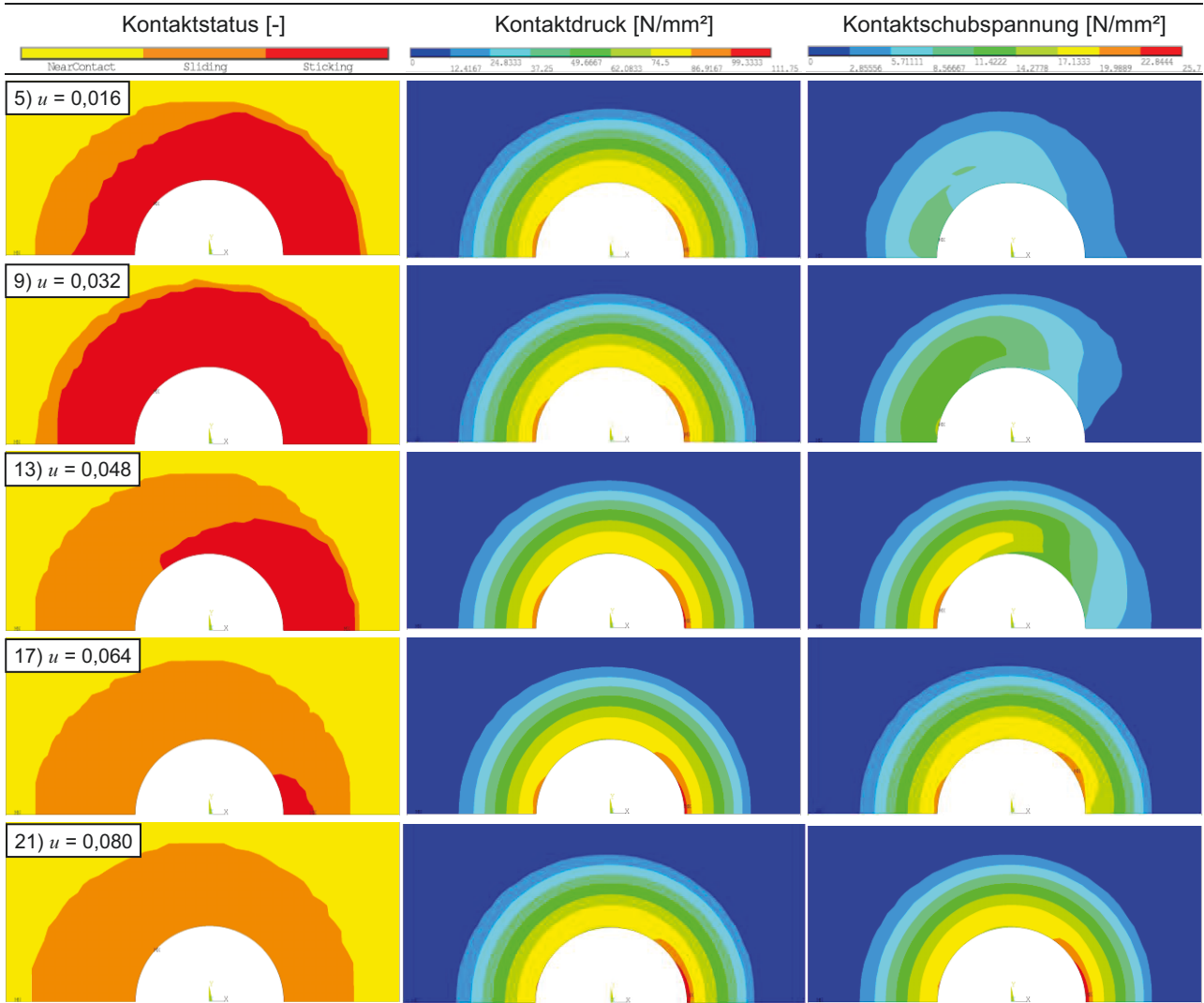


BILD 18. Zugkraft und Vorspannkraft in Abhängigkeit der Verschiebung einer DSV (FE-Analyse)

Die in BILD 18 mit Nummern versehenen Punkte werden hinsichtlich Kontaktstatus, -druck und -Schubspannung in der Kontaktfläche zwischen den Laminaten ausgewertet, TAB 2. Die Zugbelastung erfolgt in der gewählten Darstellung nach rechts. Der Kontaktstatus zeigt einen lokalen Beginn des Gleitens auf der linken Seite der Bohrung, der sich mit zunehmender Zugbelastung auf die rechte Seite der Bohrung bis zum vollständigen Gleiten fortsetzt.



TAB 2. FE-Analyse: Kontaktstatus, -druck und -schubspannung in der Kontaktfläche zwischen den Laminaten mit zunehmender Verschiebung  $u$

Während des Haftens erfolgt die Lastübertragung im Wesentlichen auf der linken Seite der Bohrung (s. Kontakt-Schubspannung). Die Schubspannung steigt in diesem Bereich bis zur lokalen maximal übertragbaren Schubspannung an. Bei weiterer Zugbelastung verlagert sich die Lastübertragung zunehmend auf die noch haftende rechte Seite. Dort kann aufgrund der erhöhten Druckverteilung absolut gesehen eine größere Schubspannung als auf der linken Seite übertragen werden.

### 4.3. Analyse mit Versuchsparametern

Die FE-Simulation wird für die DSV der Versuche (QI-, 0/90- und UD) mit den jeweiligen experimentell ermittelten effektiven Reibungskoeffizienten (vgl. BILD 10) und den Probenabmessungen (vgl. BILD 4) wiederholt. Es wird ein Ersatzzylinder zur Modellierung des Kraftmessrings mit den Lastverteilscheiben verwendet, BILD 19. Die Höhe des Zylinders entspricht der gesamten Höhe des Kraftmessrings und der zwei Lastverteilscheiben, der Außendurchmesser dem der Scheiben. Die Materialeigenschaften werden vereinfachend zu Stahl angenommen, da keine Informationen über die Nachgiebigkeit des Kraftmessrings vorliegen.

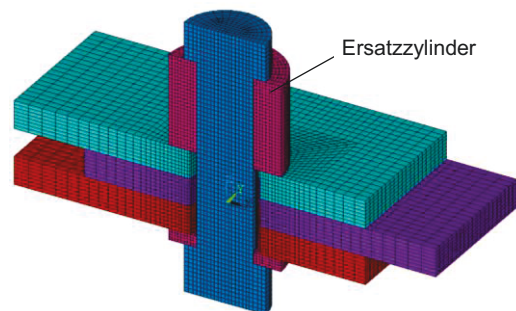


BILD 19. FE-Modell der DSV für die Simulation mit den Versuchsparametern

In BILD 20 sind die Simulationsergebnisse den Versuchsergebnisse der untersuchten QI-, 0/90- und UD-DSV bei 10 kN nomineller Montagevorspannkraft gegenübergestellt. Für eine bessere Vergleichbarkeit wird die Vorspannkraft normiert (maximale Montagevorspannkraft) über der Zugkraft aufgetragen. Es zeigt sich abhängig vom Laminataufbau eine unterschiedliche Abnahme der Vorspannkraft mit der Zugkraft. Dieses Verhalten ist im Haftreibungsbereich im Wesentlichen auf die bereits



angesprochenen Querkontraktionseffekte der Laminare unter Zugbelastung zurückzuführen, vgl. TAB 1.

Für die QI-DSV zeigt sich eine gute Übereinstimmung von Versuch und Simulation, bei der 0/90- und UD-DSV treten geringe Unterschiede auf. Eine Vermutung liegt darin, dass geringe Faserwinkelabweichungen vom Lagenaufbau bei den Versuchskörpern möglich sind (insbesondere bei UD), die Einfluss auf die Materialeigenschaften nehmen können. Im Gleitreibungsbereich sind weitere Vorspannkraftverluste durch Setzen möglich, die in den Simulationen nicht berücksichtigt werden. Eine gute Übereinstimmung zwischen den Versuchs- und Simulationsergebnissen zeigt sich bei den maximal übertragbaren Zugkräften.

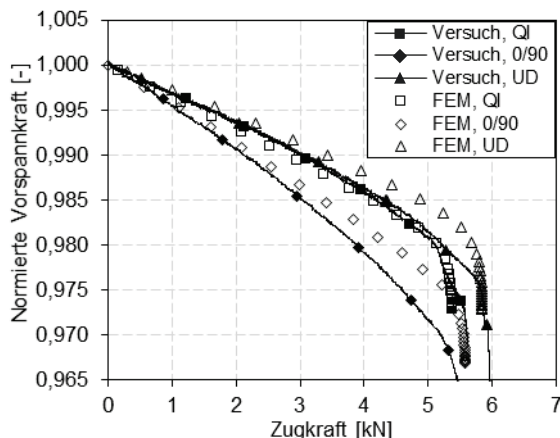


BILD 20. Simulations- und Versuchsergebnisse für eine QI-, 0/90 und UD-DSV

## 5. ZUSAMMENFASSUNG & AUSBLICK

Anhand von doppelschnittigen Verbindungen (DSV) mit CFK-Fügeteilen wird das reibschlüssige Lastübertragungsverhalten unter quasi-statischer in-plane Belastung untersucht. Die Versuchs- und Simulationsergebnisse zeigen eine erwartungsgemäße Zunahme der maximal übertragbaren Zugkraft mit der Schraubenvorspannkraft. Im Haftreibungsbereich kann eine Abnahme der Vorspannkraft mit der Zugkraft aufgrund von Querkontraktionseffekten beobachtet werden. Eine weitere Abnahme findet im Gleitreibungsbereich durch eine Nachgiebigkeitsänderung der verspannten Teile statt. Der effektive Reibungskoeffizient einer DSV steigt mit der Versuchsanzahl und der Montagevorspannkraft von anfänglich 0,260 auf 0,356 an, dabei zeigen die Reibflächen Verschleißerscheinungen. Eine Abhängigkeit der übertragbaren Last vom Lagenaufbau der Fügeteile kann nicht festgestellt werden. Weitere Versuche zeigen einen signifikanten Einfluss vom Zwischenmedium und der Rauigkeit der Reibfläche. Eine Aufrauung erhöht den effektiven Reibungskoeffizienten auf 0,40, durch den Einsatz einer speziellen CFK-Montagepaste kann er sogar auf 0,45 gesteigert werden.

Die FE-Simulationen zeigen einen lokalen Beginn des Gleitens in der Reibfläche zwischen den Fügeteilen. Mit steigender Zugkraft werden die noch haftenden Bereiche stärker belastet bis ein vollständiges Gleiten zwischen den Fügeteilen vorliegt. FE-Simulationen mit den experimentell ermittelten effektiven Reibungskoeffizienten lie-

fern eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen.

Die Ergebnisse hinsichtlich der übertragbaren Kräfte zeigen, dass reibschlüssige CFK-Schraubenverbindungen sich prinzipiell für strukturelle Anwendungen eignen. Das Potenzial dieser Verbindungen kann noch optimiert werden (dünnere Laminare, höhere Vorspannung und Reibungskoeffizienten). Zu klären ist u.a. noch das Verhalten unter zyklischer Belastung (Gefahr des selbsttätigen Losdrehens). Maßnahmen zur Erhöhung des Reibungskoeffizienten werden als sinnvoll erachtet um die übertragbare Zugkraft effektiv zu steigern. Ansätze dafür könnte z.B. eine mögliche Mikrostrukturierung [8] oder das Einlegen von Zwischenschichten (z.B. Sandpapier) [15] liefern. Dabei ist zu untersuchen, wie sich die Maßnahmen auf den Vorspannkraftverlust (z.B. Setzen) auswirken. Darüber hinaus sollte auch der Einfluss der Temperatur auf das reibschlüssige Lastübertragungsverhalten analysiert werden. Da in der Praxis oft auch einschnittige Verbindungen eingesetzt werden, ist weiterhin der Einfluss einer zusätzlichen Biegeverformung der Fügeteile auf das Lastübertragungsverhalten zu untersuchen.

## 6. LITERATUR

- [1] ANSYS, Inc., ANSYS Mechanical APDL Contact Technology Guide 16.0.
- [2] Brinson, H. F.; Brinson, L. C.: *Polymer Engineering Science and Viscoelasticity: An Introduction*, Springer, 2007.
- [3] Caccese, et al.: Influence of stress relaxation on clamp-up force in hybrid composite-to-metal bolted joints, *Composite Structures*, Vol. 89, 2009, pp. 285-293.
- [4] Chen, H. S.; Kung, H.-K.: A Hygrothermal Sensitivity Evaluation on the Clamp-up Torque of Bolted Composite Joint, 2002, In: Sun, C. T.; Kim, H.: *Proceedings of the American Society for Composites Seventeenth Technical Conference*, 2002, Perdue University.
- [5] Dallmeier, S.: Sensitivitätsanalyse des Vorspannkraftverlustes von einschnittigen Schraubenverbindungen für kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe, Dissertation, RWTH Aachen, 2016.
- [6] Diekamp, B.; Kürti, T.: Experimentelle Bestimmung des Haftreibungskoeffizienten zwischen verschiedenen Werkstoffen an einem eigens entwickelten Versuchsstand, Studienarbeit, Universität der Bundeswehr München, 2014.
- [7] DIN EN 20273:1992-02, Mechanische Verbindungselemente; Durchgangslöcher für Schrauben (ISO 273:1979); Deutsche Fassung EN 20273:1991.
- [8] Elter, A., Hochbelastbare, reibkraftschlüssige Krafteinleitungen für Faser-Kunststoff-Verbunde auf Basis strukturierter Oberflächen: Grundlagen, Untersuchungen, Anwendungen und Auslegungsempfehlungen, Schürmann, H. (Hrsg.), Schriftenreihe Konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden, Shaker Verlag, 2015.
- [9] Friedrich, C.; Hubbertz, H.: Friction behavior and preload relaxation of fastening systems with composite structures, *Composite Structures*, 2014, Vol. 110, pp. 335-341.
- [10] Gerdeen, J. C.; Lord, H. W.; Rorrer, R. A.: *Engineering Design with Polymers and Composites*, Taylor & Francis, 2005.
- [11] Gibson, R. F.; Thoppul, S. D.: Experimental and Numerical Characterization of Relaxation in Bolted

- Composite Joints, In: Patterson, E.; Backman, D.; Cloud, G.: *Composite Materials and Joining Technologies for Composites*, Vol. 7, Springer New York, pp. 39-49.
- [12] Hermsdorf, F.; Matzies, T.; Rapp, H.: Experimental and numerical analysis of preload in bolted composite joints with temperature loads, 20<sup>th</sup> International Conference on Composite Materials ICCM20, Copenhagen, 2015.
- [13] Herrington, P. G.; Sabbaghian, M.; Factors Affecting the Friction Coefficients Between Mechanical Washers and Composite Surfaces, *Composites*, 1991, Vol. 22, No. 6, pp. 418-424.
- [14] Horn, W. J.; Schmitt, R. R.: Influence of Clamp-Up Force on the Strength of Bolted Composite Joints, *AIAA Journal*, 32 (3), 1994, pp. 665-667.
- [15] Katsumata, Tsukasa, et al.: A Fundamental Study on Static Strength Improvement of CFRP Bolted Joints by Increasing Friction Force, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, 2010, Vol. 4, No. 6, pp. 711-719.
- [16] Klöcker, M.; et al.: A contribution to the determination of static friction coefficients of transverse loaded bolted joints with regard to their safe design and optimization, *Academic Journal of Manufacturing Engineering*, 2009, Vol. 7, No. 1, pp. 33-38.
- [17] Kulak, G. L.; Fisher, J. W.; Struik, J. H. A.: Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints, Second Edition, American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, 2001
- [18] McCarthy, M. A.; McCarthy, C. T.; Stanley, W. F.: Bolt-hole clearance effects in composite joints, Camanho, P.; Tong, L. (Editor): *Composite joints and connections, Principles, modelling and testing*, Woodhead Publishing, 2011.
- [19] Müller, W.: Krafteinleitung in Faserverbundwerkstoffe - Hinweise zur werkstoff- und fertigungsgerechten Gestaltung -, Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, RWTH Aachen, 1991.
- [20] Oskouei, R.H.; Chakherlou, T.N.: Reduction in clamping force due to applied longitudinal load to aerospace structural bolted plates, *Aerospace Science and Technology*, Vol. 13, 2009, pp. 325-330.
- [21] Popov, V. L.: *Kontaktmechanik und Reibung, Von der Nanotribologie zur Erdbebendynamik*, 2. Auflage, Springer, 2010.
- [22] Rust, W.: *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen: Kontakt, Geometrie, Material*, Vieweg + Teubner, 2009.
- [23] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*, 2. Auflage, Springer, 2007.
- [24] Shivakumar, K. N.; Crews, Jr. J. H.: Bolt Clampup Relaxation in a Graphite/Epoxy Laminate, NASA Technical Memorandum 83268, Langley Research Center, 1982.
- [25] Thoppul, S. D.; Gibson, R. F.; Ibrahim R. A.: Phenomenological Modeling and Numerical Simulation of Relaxation in Bolted Composite Joints, *Journal of Composite Materials*, 2008, Vol. 42, pp. 1709-1729.
- [26] VDI-Richtlinie 2230, Systematische Berechnung hoch beanspruchter Schraubenverbindungen, Beuth Verlag, 2001.
- [27] Wiegand, H.; Kloos, K. H.; Thomala, W.: *Schraubenverbindungen: Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung*, Springer, 2007.