

# **Entwicklung und Validierung einer neuen Methode zur Charakterisierung des Scherverhaltens von Carbonfasergewebe mit Binderauftrag unter Normalkraft und viskoser Reibung bei hohen Prozesstemperaturen**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines  
DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.)  
bei der KIT-Fakultät für Maschinenbau des  
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)  
genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. (FH) Matthias Graf MBA

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Peter Elsner

Korreferenten: Prof. Dr.-Ing. Andreas Büter

Prof. Dr.-Ing. Frank Henning

Tag der Abgabe: 22.03.2018

Tag der mündlichen Prüfung: 24.05.2018



# Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Leiter der Technologieentwicklung bei der Dieffenbacher GmbH, Maschinen- und Anlagenbau in Eppingen. An dieser Stelle möchte ich die Gelegenheit ergreifen, mich bei all denjenigen herzlichst zu bedanken, die wesentlichen Anteil am Gelingen der Arbeit hatten. Zu aller erst geht mein aufrichtiger Dank an Herrn Wolf-Gerd Dieffenbacher, der mir das Vertrauen entgegenbracht hat diese Arbeit nebenberuflich zu erstellen und mir seine Unterstützung über all die Jahre aufrechterhalten hat. Besonderer Dank gilt meinem Doktorvater, Herrn Professor Dr.-Ing. Elsner. Er hat mir stets wertvolle Anregungen und Vorschläge in meiner Arbeit gegeben und mir dennoch die wissenschaftliche Freiheit eingeräumt. Meine Hochachtung gebührt auch seiner Bereitschaft immer auch kurzfristige Abstimmungstermine zu ermöglichen. Mein herzlichsten Dank gilt Herr Professor Dr.-Ing. Büter und Herr Professor Dr.-Ing. Henning für die vorbildliche Durchführung der der Zweitkorrektur.

Des Weiteren mein Dank an die Herren Dr.-Ing. Fabian Schirmaier und Dr.-Ing. Tobias Fürst für die gute Zusammenarbeit in dem Projekt 3D-Preforming am FAST Institut und die gegenseitigen Anregungen die im regelmäßigen Austausch entstanden sind. Mein Dank auch an Herr Moritz vom Fraunhofer ICT für die freundliche Unterstützung im Aufbau der Prüfeinrichtung im Labor und Herr Jan Philipp von Dieffenbacher für seine Unterstützung und die Bereitstellung der Prüfmaschine im Technikum. Bei den Herren Leon Schäfer und Joel Fels bedanke ich mich für die hervorragenden Arbeiten die sie im Rahmen ihrer Masterarbeit bzw. ihres Praktikums geleistet und damit einen wichtigen Beitrag zu meiner Arbeit beigetragen haben. Darüber hinaus richtet sich mein Dank an Herr Dr.-Ing. Thoma vom Fraunhofer ICT für seine Unterstützung beim Zuschneiden der doch zahlreichen Gewebeproben und die Erstellung der Mikrographieaufnahmen.

Besonderen Dank gilt meinen Kindern Philipp und Julius, die in dem Zeitraum meiner Arbeit beide Ihr Abitur abgelegt haben, für ihr großes Verständnis, die unendliche Geduld und für die schönen unbeschwerten Stunden, die sie mir in der Zeit geschenkt haben.

Mein größter Dank gilt schließlich meiner Ehefrau Jeanne. Ihr ist diese Arbeit gewidmet. Sie hat mir durch ihre Liebe und Fröhlichkeit den Rückhalt und die Motivation gegeben, die erforderlich war, um die Arbeit abzuschließen.



## Kurzfassung

Die Formgebung von Carbonfasergewebe in komplexe dreidimensionale Bauteilgeometrien erfordert eine Drapierung des zweidimensionalen Zuschnitts. Aufgrund der hohen Steifigkeit und der vernachlässigbar kleinen Bruchdehnung erfolgt die Formgebung hauptsächlich über den Mechanismus der Scherdeformation. Eine Vorhersage der Formbarkeit, Faltenbildung und des Faserverlaufs kann über die Durchführung einer Drapiersimulation erreicht werden. Zur Erzielung einer realitätsnahen Übereinstimmung sind die Materialkennwerte des Gewebes erforderlich. Einer der wichtigsten Kennwerte ist das charakteristische Scherverhalten über den Verlauf des Scherwinkels. Nach dem Stand der Forschung wird diese Kenngröße beispielsweise über einen Picture Frame Test, unidirektionalen Bias Extension Test oder unter Berücksichtigung der Zugspannungsversteifung, einen Biaxialer Bias Extension Test ermittelt. Bei nahezu allen Drapiermethoden entstehen bei der Formgebung Zugkräfte in Faserrichtung sowie Normalkräfte, die senkrecht auf das Gewebe wirken. Die Scherversteifung durch die Zugkräfte wurde in zahlreichen Arbeiten erforscht und beruht indirekt auf Normalkräfte, die durch die Ondulation der Faserbündel an den Kreuzungspunkten des Gewebes entstehen. Der Einfluss der direkt auf das Gewebe einwirkenden Normalkräfte auf das Scherverhalten wurde bisher nur wenig erforscht.

In der Arbeit wird zunächst eine neue Prüfeinrichtung entwickelt, mit der die Scherkennlinie unter Normaldruck und bei verschiedenen Temperaturen zur Prüfung von einseitig mit Binder versehenem Gewebe ermittelt werden kann. Die Prüfeinrichtung wird auf der Basis der gängigen Prüfmethode des unidirektionalen Bias Extension Tests und des Picture Frame Tests aufgebaut und anhand eines Carbonfaser-Leinwandgewebes auf seine Eignung getestet. Es zeigt sich hierbei, dass der modifizierte Picture Frame Test die zuverlässigere Methode zur Messung des Scherverhaltens unter Normalkraft und Temperaturen im Schmelzbereich des Binders ist.

Unter Normalkraft entstehen reibungsbehaftete Relativbewegungen zwischen dem Gewebe und den Druckplatten, an den Kreuzungspunkten innerhalb des Gewebes (intralaminar) und zwischen benachbarten Lagen eines Mehrschichtstapels (interlaminar). Die Reibkräfte werden in umfangreichen Messreihen unter Variation der Normalkraft, der Reibgeschwindigkeit, der Temperatur, mit und ohne Binderauftrag und die Art der Schichtung des Mehrschichtstapels untersucht. Auf Basis der Ergebnisse der Reibwertuntersuchung wird eine Berechnungsgleichung aufgestellt, mit der die viskoelastische Reibung in Abhängigkeit von der Viskosität, dem Normaldruck und der Reibgeschwindigkeit ermittelt werden kann. Anhand von Mikrographieaufnahmen wird das

Tragbildung an den Kreuzungspunkten des Gewebes aufzeigt und lässt Rückschlüsse auf das viskos-elastische Verhalten des Binders bei der Scherung zu.

Mit der entwickelten Prüfeinrichtung auf Basis des Picture Frame Tests unter Normaldruck und Temperatur werden mit einem Leinwandgewebe mit T700SC 12K 50C Fasern und einseitig aufgetragenem Reaktivbindersystem des Herstellers Toray unter Variation des Normaldrucks, der Temperatur, mit und ohne Binder und Art der Stapelbildung zahlreiche Messreihen durchgeführt. Hierbei bestätigt sich der signifikante Einfluss der Normalkraft auf die Scherkennlinie des verwendeten Gewebes.

Die Verifizierung der Ergebnisse erfolgt über die Durchführung von Simulationen der Schercharakterisierung der wesentlichen Messreihen. Um eine Verifizierung erreichen zu können wird ein mathematischer Ansatz aufgestellt, der die Wirkzusammenhänge für die Reibung des Gewebes zu den Druckplatten, des intralaminaren Scherwiderstandes und des interlaminaren Scherwiderstandes beschreibt. Für alle Varianten wird somit ein durchgehend gleicher Rechenansatz gewählt, der auf physikalische Größen, wie Reibungskoeffizient, Normalkraft und Übersetzungsverhältnis (Proportionalitätskonstante) beruht. Die abstrahierten Scherkennlinien werden hierbei in drei charakteristische Bereiche eingeteilt, dem Anfangshaftreibungsbereich, dem Plateau Bereich und dem Scherversteigungsbereich. Die Untersuchung zeigt, dass die intralaminare Scherversteifung zu einem großen Teil durch die Querkompression der Faserbündel entsteht und stark von der Normalkraft abhängt. Hierbei zeigt sich auch, dass die Querkompression unter Normaldruck bereits vor dem Schließen der Lücken zwischen benachbarten Faserbündeln eintritt. Der Grenzwinkel (Locking Angle) ab dem die Scherversteifung einen progressiven Anstieg verzeichnet, setzt bei steigender Normalkraft bereits bei einem geringeren Scherwinkel ein. Dieses Phänomen wird auf den reduzierten Mikroporengehalt der Faserbündel durch den Normaldruck zurückgeführt.

---

# Development and Validation of a New Method of Characterization of the Shear Behavior of Carbon Fiber Fabrics with Binder Application under Normal Force and Viscous Friction at High Process Temperatures

## Abstract

The forming of carbon fiber fabrics into complex three-dimensional component geometries requires the draping of the two-dimensional ply. Due to the high stiffness and the negligibly small plastic deformation, the forming mainly takes place via the shear deformation mechanism. Prediction of formability, wrinkle formation, and fiber orientation can be achieved using draping simulation tools. The material data of the fabric are required to achieve a realistic prediction. One of the most important material data is the characteristic shear behavior over the course of the shear angle. According to the state of the art this shear characteristic are measured, for example, by means of a picture frame test, unidirectional bias extension test or taking into account the tension locking behavior, the biaxial bias extension test. At almost all draping methods, tensile forces occur in the fiber direction during forming as well as normal forces which act perpendicularly to the fabric plane. The increase of the shear resistance due to fiber tension has been investigated in numerous studies and is based indirectly on normal forces caused by the undulation of the fiber bundles at the cross-over points of the fabric. So far the influence of the normal forces acting directly on the fabric on the shear behavior has been little investigated.

In this work a new test device is developed with which the shear curve can be determined under normal pressure and at various temperatures for the testing of fabrics with binder application on a single side. The test device is built on the basis of the state of the art test methods of the unidirectional bias extension test and the picture frame test. Its suitability is tested using a woven carbon fiber fabric. It is shown that due to the high shear forces under normal force, the modified picture frame test is the more reliable method for measuring the shear behavior under normal force and temperatures in the melting range of the binder.

Under normal force friction-induced relative movements between the fabric and the pressure plates occur, as well as at crossover points within the fabric (intralaminar) and between adjacent layers of a multilayer stack (interlaminar). The coefficients of frictions are investigated in extensive measuring series, varying the normal force, the friction velocity, the

temperature, with and without binder application, and the type of layering of the multilayer stack. Based on the results of the friction coefficient test, an equation is established with which the visco-elastic friction can be determined as a function of the viscosity, normal pressure and the friction velocity. On the basis of micrographs, the load bearing formation at the cross-over points of the woven fabric is shown and allows conclusions to be drawn about the visco-elastic behavior of the binder during shearing.

Based on the picture frame test under normal force and temperature, a test series with the plain weave fabric from Toray with T700SC 12K 50C fibers and a reactive binder system applied on a single side is performed under varying the normal force, the temperature, with and without binder and the type of stacking. The significant influence of the normal force on the shear curve of the fabric is hereby confirmed.

The results are verified by performing shear characterization simulations of the essential measurement series. In order to achieve verification, a mathematical approach is described, which uses the functional relationships of the friction behavior of the fabric to the pressure plates, the intralaminar shear resistance and the interlaminar shear resistance. For all variants, therefore, a consistently uniform calculation approach is selected which is based on physical variables, such as coefficient of friction, normal force and gear ratios (proportionality constant). The abstracted shear curves are divided into three characteristic areas, the initial static friction area, the plateau area and the shear locking area. The investigation shows that the intralaminar shear locking results to a large extent by the transverse compression of the fiber bundles and strongly depends on the normal force. It also shows that the transverse compression occurs under normal force already before the gaps between adjacent fiber bundles are closed. The locking angle at which the shear resistance shows a progressive increase starts at lower shear angles with increasing normal force. This phenomenon is attributed to the reduced microporous content of the fiber bundles under normal force.

# Inhaltsverzeichnis

<i>Kurzfassung</i> .....	<i>I</i>
<i>Abstract</i> .....	<i>III</i>
<i>Inhaltsverzeichnis</i> .....	<i>V</i>
<i>Abkürzungsverzeichnis</i> .....	<i>VIII</i>
<i>Formelzeichen</i> .....	<i>IX</i>
<b>1. EINLEITUNG</b> .....	<b>1</b>
<b>2. ZIELSETZUNG DER ARBEIT</b> .....	<b>2</b>
<b>3. STAND DER FORSCHUNG ZUR SCHERDEFORMATION VON GEWEBE</b> .....	<b>3</b>
3.1. Eigenschaften von Carbonfasern und Gewebe.....	3
3.2. Grundlagen der Scherdeformation von Fasergewebe .....	4
3.3. Methoden zur Ermittlung des Scherverhalten von Endlosfasergeweben.....	11
3.3.1. Picture Frame Test (Trellis Rahmen) .....	11
3.3.2. Unidirektionaler Bias Extension Test .....	13
3.3.3. Biaxialer Bias Extension Test .....	15
3.3.4. Kawabata Evacuation System – Fabrics .....	16
3.3.5. Zylindrischer Schertester.....	17
3.4. Drapiermethoden und deren Wirkmechanismen.....	18
3.5. Entstehung von Normalkräften beim Drapiervorgang .....	20
<b>4. STAND DER FORSCHUNG ZUM REIBVERHALTEN VON CARBONFASERN</b> .....	<b>25</b>
<b>5. METHODENENTWICKLUNG ZUR CHARAKTERISIERUNG VON CARBON- FASERGEWEBE UNTER NORMALKRAFT</b> .....	<b>28</b>
5.1. Zielsetzung .....	28
5.2. Methodenentwicklung zur Messung des Einflusses von Normalkräften auf das Scherverhalten von Gewebe .....	28
5.2.1. Material .....	28
5.2.2. Prüfeinrichtung auf der Basis des Picture Frame Tests .....	29
5.2.2.1. Versuchsplan – Eignungsprüfung auf Basis PFT .....	32
5.2.3. Prüfeinrichtung auf der Basis des unidirektionalen Bias Extension Tests .....	32
5.2.3.1. Versuchsplan unidirektionaler Bias Extension Test .....	34
5.2.4. Reduzierung der Probenfläche unter Normalkraft bei Scherung .....	34
5.3. Ergebnisse der Funktionstests.....	35
5.3.1. Ergebnisse mit Picture Frame Tests (PFT) .....	35
5.3.2. Ergebnisse des unidirektionalen Bias Extension Tests (UBE) .....	37
5.4. Diskussion der Ergebnisse .....	37

---

5.4.1.	Interpretation der Ergebnisse des Prüfstands mit PFT .....	38
5.4.2.	Interpretation der Ergebnisse des Prüfstands mit UBE .....	48
5.5.	Schlussfolgerung.....	50
6.	<i>REIBVERHALTEN VON CARBONFASER-GEWEBE MIT BINDERAUFTRAG UNTER TEMPERATUR UND NORMALKRAFT .....</i>	<i>53</i>
6.1.	Zielsetzung .....	53
6.2.	Material .....	53
6.3.	Versuchsaufbau zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten.....	54
6.3.1.	Versuchsplan .....	60
6.3.1.1.	Reibverhalten von Gewebe an den Druckplatten .....	60
6.3.1.2.	Interlaminares Reibverhaltens von Gewebe an Gewebe .....	62
6.4.	Versuchsergebnisse .....	63
6.4.1.	Ergebnisse der Reibversuche von Gewebe an den Druckplatten .....	63
6.4.1.1.	Ergebnisse mit Variation der Temperatur und des Binderauftrags .....	63
6.4.1.2.	Ergebnisse mit Variation der Faserorientierung .....	64
6.4.1.3.	Ergebnisse bei Variation der Reibgeschwindigkeit .....	65
6.4.1.4.	Ergebnisse bei Variation der Normalkraft .....	67
6.4.1.5.	Ergebnisse bei Start und Stopp der Bewegung .....	68
6.4.1.6.	Übersichtstabelle der Reibungskoeffizienten Gewebe an den Druckplatten.....	68
6.4.2.	Ergebnisse der Reibversuche von Gewebe an Gewebe.....	70
6.4.3.	Ergebnisse der topologischen Untersuchung .....	71
6.5.	Interpretation der Ergebnisse .....	74
6.5.1.	Reibverhalten von Gewebe an den Druckplatten .....	74
6.5.1.1.	Verhalten bei Variation der Temperatur .....	74
6.5.1.2.	Verhalten bei Variation des Binderauftrags .....	75
6.5.1.3.	Verhalten bei Variation der Faserorientierung .....	76
6.5.1.4.	Verhalten bei Variation der Reibgeschwindigkeit .....	77
6.5.1.5.	Verhalten in Abhängigkeit der Normalkraft.....	80
6.5.1.6.	Strukturviskoses Anfangsverhalten bei Start und Stopp der Bewegung.....	82
6.5.2.	Reibverhalten von Gewebe an Gewebe .....	83
6.6.	Schlussfolgerung.....	83
7.	<i>CHARAKTERISIERUNG DES SCHERVERHALTENS VON CARBONFASERGEWEBE MIT BINDERAUFTRAG UNTER NORMALDRUCK UND TEMPERATUR.....</i>	<i>86</i>
7.1.	Zielsetzung .....	86
7.2.	Material .....	86
7.3.	Versuchsplan .....	87
7.4.	Ergebnisse der Untersuchungen .....	92
7.4.1.	Variation der Normalkraft und Temperatur .....	92
7.4.2.	Variation des Binderauftrags .....	95
7.4.3.	Variation der Anzahl der gestapelten Gewebelagen .....	96
7.4.4.	Oberfläche des bebinderten Gewebe nach dem Scherversuch .....	99
7.5.	Diskussion der Ergebnisse .....	100
7.5.1.	Variation der Normalkraft und Temperatur .....	100

---

7.5.2.	Variation des Binderauftrags .....	103
7.5.3.	Variation der Anzahl der gestapelten Gewebelagen .....	103
7.6.	Schlussfolgerung.....	108
8.	<i>VERIFIZIERUNG DER ERGEBNISSE DES CHARAKTERISTISCHEN SCHERVERHALTENS.....</i>	<i>110</i>
8.1.	Zielsetzung .....	110
8.2.	Methodik .....	110
8.2.1.	Modell Picture Frame Test.....	111
8.2.2.	Modell Reibwertmessung .....	113
8.2.3.	Modell Picture Frame Test mit Druckplatten zur Erzeugung der Normalkraft.....	115
8.2.4.	Rechenansatz zur Ableitung abstrahierter Scherkennlinien .....	116
8.3.	Ergebnisse .....	121
8.3.1.	Untersuchung der Zugkraftverteilung über die Probenlänge .....	121
8.3.2.	Verifizierung der Scherkraft Messreihen unter Normaldruck .....	124
8.3.2.1.	Variationen der Normalkraft und Temperatur.....	125
8.3.2.2.	Variation der Anzahl an gestapelten Gewebelagen .....	129
8.3.2.3.	Variation der Schichtungsart.....	132
8.4.	Diskussion .....	135
8.4.1.	Untersuchung der Zugkraftverteilung über die Probenlänge .....	136
8.4.2.	Verifizierung der Scherkraft-Messreihen unter Normaldruck .....	139
8.4.2.1.	Variationen der Normalkraft und Temperatur.....	139
8.4.2.2.	Variation der Anzahl an gestapelten Gewebelagen .....	141
8.4.2.3.	Variationen der Schichtungsart .....	141
8.5.	Schlussfolgerung.....	142
9.	<i>ZUSAMMENFASSUNG.....</i>	<i>144</i>
10.	<i>AUSBLICK.....</i>	<i>147</i>
	<i>Abbildungsverzeichnis.....</i>	<i>149</i>
	<i>Tabellenverzeichnis.....</i>	<i>158</i>
	<i>Literaturverzeichnis.....</i>	<i>159</i>
	<i>Anhänge.....</i>	<i>169</i>
	Anhang 1: Berechnung der Normalkräfte als Reaktion auf Zugkräfte.....	169
	Anhang 2: Berechnung der Flächenanteile innerhalb der Druckplatten .....	171
	Anhang 3: Herleitung der Gleichungen zur Berechnung der effektiven Scherkraft in der Probe in Abhängigkeit vom Schrägzug.....	174
	Anhang 4: Berechnung der Querkraft bei der Biegung eines Faserbündels.....	178
	Anhang 5: Gleichungen zur Berechnung der Reibungskoeffizienten.....	181
	Anhang 6: Berechnung des theoretischen Übersetzungsverhältnisse $k_2/k_3$ .....	185

## Abkürzungsverzeichnis

AVS:	Apodius Vision System
BBE:	Biaxialer Bias Extension Test
EZ:	Elementarzelle eines Gewebes
KES-F Tester:	Kawabata Evacuation Tester
mB:	mit Binder
NSF:	Normierte Scherkraft (Nominal Shear Force)
oB:	ohne Binder
PF:	Picture Frame Vorrichtung
PFT:	Picture Frame Test
RW:	Reibwert
SK:	Scherkraft
SK th.:	Scherkraft bei theoretischer Scherwinkel
SK real.:	Scherkraft bei realer Scherwinkel
spec.NSFD:	spezifische normierte Scherkraft Differenz
SW:	Scherwinkel
SW th.:	Theoretischer Scherwinkel
SW real.:	Realer Scherwinkel
UBE:	Unidirektionaler Bias Extension Test
GS:	gleichsinnig geschichtet Gewebestapel
WS:	wechselsinnig geschichteter Gewebestapel

## Formelzeichen

$a_p$ :	Abstand der Probenkante zum Gelenkpunkt PF	[mm]
$a_1$ :	Mittenabstand zwischen benachbarten Faserbündeln in Kettrichtung	[mm]
$a_2$ :	Mittenabstand zwischen benachbarten Faserbündeln in Schussrichtung	[mm]
$A_K$	Kontaktfläche am Kreuzungspunkt	[mm <sup>2</sup> ]
$A_{III}$ :	Fläche der UBE Probe in Bereich III	[mm <sup>2</sup> ]
$A_{III,red}$ :	Reduzierte Fläche unter Normaldruck – Bereich III	[mm <sup>2</sup> ]
$B$ :	Breite der UBE Probe	[mm]
$B_{FB1}$ :	Breite Faserbündel Kettfaden	[mm]
$B_{FB2}$ :	Breite Faserbündel Schussfaden	[mm]
$B_{1/2}$ :	Biegesteifigkeit des Gewebes in der Ebene	[MPa]
$d_B$ :	Berührdurchmesser am Kreuzungspunkt	[mm]
$d_W$ :	Wirkdurchmesser der Berührfläche am Kreuzungspunkt	[mm]
$D_{Fi}$ :	Durchmesser eines Filament	
$E$ :	E-Modul	[MPa]
$E_{1/2}$ :	E-Modul der Carbonfasern in Kett- und Schussrichtung	[MPa]
$f_1/f_2$ :	Querverformung der Faserbündel entsprechend Lastfall 1/ 2	[mm]
$\vec{F}_a$ :	Zugkraft im Arm von der Gewebeprobe zum Schenkel des PF	[N]
$\vec{F}_B$ :	Niederhalterkraft (Blank Holder)	[N]
$\vec{F}_{Intra}$ :	Intralaminarer Scherwiderstand	[N]
$\vec{F}_{Inter}$ :	interlaminarer Reibwiderstand zwischen benachbarten Lagen	[N]
$\vec{F}_L$ :	Längskraft am Faserbündel	[N]
$\vec{F}_W$ :	Normalkraft	[N]
$\vec{F}_{N,n}$ :	Normalkraftanteil eines Kreuzungspunktes	[N]
$\vec{F}_p$ :	Presskraft Drapierstempel	[N]
$\vec{F}_Q$ :	Querkraft am Faserbündel	[N]
$\vec{F}_R$ :	Reibkraft	[N]
$\vec{F}_{Sh}$ :	Scherkraft	[N]
$\vec{F}_{Sh1/2n}$ :	Scherkraftanteil eines Kreuzungspunktes	[N]

---

$\vec{F}_{Sh,PF}$	Scherkraft am Picture Frame	[N]
$\vec{F}_{Sh,GW}$	Scherkraft an der Gewebeprobe	[N]
$\vec{F}_{Sh,0}$	Scherkraft ohne Normaldruck	[N]
$\vec{F}_{SZ}$	Schrägzugkraft am Faserbündel	[N]
$\vec{F}_{S1}$	Kraftkomponente von $F_a$ in Richtung des Schenkels 1	[N]
$\vec{F}_{S2}$	Kraftkomponente von $F_a$ in Richtung des Schenkels 2	[N]
$\vec{F}_W$	Wandreibkraft zwischen Gewebe und Druckplatte	[N]
$\vec{F}_Z$	Zugkraft	[N]
$\vec{F}_1$	Kettfadenskraft in Hauptrichtung 1	[N]
$\vec{F}_2$	Schussfadenskraft in Hauptrichtung 2	[N]
$\vec{F}^{(1n)}$	Kraft im Kettfaden in Hauptrichtung 1 am Knoten n	[N]
$\vec{F}^{(2n)}$	Kraft im Schussfaden in Hauptrichtung 2 am Knoten n	[N]
$f_V$	Verlustfaktor Kolbenreibung	[-]
H:	Höhe der UBE Probe	[N]
$J_{FB}$	Trägheitsmoment eines Faserbündels	[mm <sup>4</sup> ]
k:	Proportionalitätskonstante der Scherwiderstandsanteile	[-]
$k_{Hebel}$	Hebelverhältnis der resultierenden Kraft der Probe zum PF	[-]
$k_{Hysterese}$	Korrekturfaktor der reibungsbehafteten Zylinder Hysterese	[-]
$L_a$	Länge des überstehenden Faserbündels (Arm)	[mm]
$L_{EZ}$	Kantenlänge der Elementarzelle des Gewebes	[mm]
$L_{GW}$	Kantenlänge der Gewebeprobe	[mm]
$L_{KP1}$	Abstand zwischen benachbarten Kreuzungspunkten in Kettrichtung	[mm]
$L_{KP2}$	Abstand zwischen benachbarten Kreuzungspunkten in Schussrichtung	[mm]
$L_{PF}$	Schenkellänge zwischen den Drehachsen des PF	[mm]
$L_{res}$	resultierende Hebellänge der Scherkrafteinleitung	[mm]
$L_{VR}$	charakteristische Länge des Schmierspalt	[mm]
$L_1$	Kantenlänge der Gewebeprobe in Kettrichtung	[mm]
$L_2$	Kantenlänge der Gewebeprobe in Schussrichtung	[mm]
$M_S$	Schermoment	[Nmm]

$M_{B,1/2}$ :	Biegemoment	[Nmm]
$M_{\varphi}$ :	Moment zum Ausgleich der Winkelabweichung $\varphi$	[Nmm]
NSF:	Normierte Scherkraft	[N/mm]
$NSF_{Ref.}$ :	NSF der Referenzmessung ohne Normaldruck	[N/mm]
$n_{Fi}$ :	Anzahl Filamente pro Faserbündel	[-]
n:	Exponent der Reibgeschwindigkeit	[-]
$n_2$ :	Anzahl Einzellagen	[-]
$n_3$ :	Anzahl interlaminaerer Kontaktstellen	[-]
$p_{VR}$ :	Mittlerer Druck im viskosen Schmiermedium	[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_K$	Kontaktdruck am Kreuzungspunkt	[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_N$	Normaldruck	[kPa]
$R_B$ :	Umlenkradius an der Stelle B des Niederhalters	[mm]
$R_H$ :	Krümmungsradius der Halbkugel (Hemisphäre)	[mm]
s:	Wegstrecke der Längung des PF/BE in Zugrichtung	[mm]
spec.		
NSFD:	spezifische normierte Scherkraftdifferenz	[N/mm/MPa]
T:	Temperatur	[°C]
$t_{FB,1}$ :	Dicke Faserbündel in Kettrichtung	[mm]
$t_{FB,2}$ :	Dicke Faserbündel in Schussrichtung	[mm]
$t_{GW}$ :	Dicke Gewebe	[mm]
$u/v$ :	Hilfsgröße zur Berechnung der Kräfte $F_{S1}$ und $F_{S2}$	[mm]
v	Prüfgeschwindigkeit	[mm/min]
$v_0$ :	Reibgeschwindigkeit im Schmierspalt	[mm/min]
$v_M$	Mittelwert der Reibgeschwindigkeit	[mm/min]
$W_1$ :	Webabstand (Flottierung) der Kettfäden	[mm]
$W_2$ :	Webabstand (Flottierung) der Schussfäden	[mm]
$X_1$ :	Hilfsgrößen in x-Richtung zur Berechnung des Winkels $\delta$	[mm]

$Y_1, Y_2:$	Hilfsgrößen in y-Richtung zur Berechnung des Winkels $\delta$	[mm]
$\alpha_{GW}:$	Winkel zwischen den Außenkanten der Gewebeprobe	[°]
$\alpha_{PF}:$	Winkel zwischen den Schenkeln PF	[°]
$\alpha_{\varrho}:$	Bogenwinkel der Ondulation	[°]
	°	
$\beta_{PF}:$	Winkel zwischen Faserbündelarm zur Einspannstelle am PF Schenkel	[°]
$\gamma:$	Scherwinkel	[°]
$\gamma_{GW}:$	Scherwinkel der Gewebeprobe	[°]
$\gamma_{PF}:$	Scherwinkel des Scherrahmens	[°]
$\gamma_1:$	Scherwinkel beim Haftreibungsmaximum	[°]
$\gamma_2:$	Scherwinkel zu Beginn des Plateaus	[°]
$\gamma_3:$	Scherwinkel am Ende des Plateaus bzw. Grenzwinkel des Beginns der Scherversteifung	[°]
$\gamma_4:$	Scherwinkel zum Ende der Messung	[°]
$\delta:$	Winkel zwischen Verbindungslinie der Probe zum Einspannpunkt im PF Schenkel und der Winkelhalbierenden des Scherrahmens	[°]
$\Delta a_{FB}:$	Querversatz des Faserbündels senkrecht zum PF-Schenkel	[mm]
$\Delta s:$	Wegdifferenz der interlaminaeren Relativbewegung	[mm]
$\Delta \gamma:$	Scherwinkeldifferenz zwischen PF und der Gewebeprobe	[°]
$\eta$	dynamische Viskosität des viskosen Mediums	[Pa·s]
$\mu:$	Reibungskoeffizient	[-]
$\mu_{1.1}:$	Reibungskoeffizient zwischen Gewebe und Aluminium-Druckplatte	[-]
$\mu_{1.2}:$	Reibungskoeffizient zwischen Gewebe und Glas-Druckplatte	[-]
$\mu_2:$	Reibungskoeffizient zwischen den Faserbündeln an den Kreuzungspunkten	[-]
$\mu_3:$	Reibungskoeffizient zwischen den Faserbündeln an den inter- laminaeren Kontaktstellen	[-]
$\varrho_{FB}:$	Biegeradius der Faserbündel durch Ondulation	[mm]
$\varrho_{GW}:$	Dichte Gewebe	[g/cm <sup>3</sup> ]

---

$\rho_{CF}$ :	Dichte CF	[g/cm <sup>3</sup> ]
$\rho_{FB}$ :	Krümmungsradius Faserbündel	[mm]
$\sigma_1$ :	Zugspannung in Hauptrichtung 1	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_2$ :	Zugspannung in Hauptrichtung 2	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\tau_{xy}$ :	Scherspannung in der xy Ebene	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\tau_{yx}$ :	Scherspannung in der yx Ebene	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\varphi$ :	Winkelabweichung zwischen Einspannung im PF und der Probe	[°]
$\omega_1/\omega_2$ :	Orientierungswinkel der Kett- und Schussfäden im Gewebe	[°]



## 1. EINLEITUNG

Carbonfaserverstärkte Verbundwerkstoffe haben sich in den vergangenen Jahren verstärkt in der Luft- und Raumfahrt, in der Windenergie und in der Automobilindustrie durchgesetzt. Bei der Herstellung von komplexen dreidimensionalen Bauteilgeometrien, wird in der Regel das trockene Fasergewebe zu einer sogenannten Preform vorgeformt und im anschließenden Prozessschritt beispielsweise im Resin Transfer Molding Verfahren (RTM) mit einem Harz-Härter-Gemisch infiltriert und ausgehärtet. Die Herstellung komplexer Preforms stellt aufgrund der eingeschränkten Drapierfähigkeit der Fasergewebe oft eine technische Herausforderung dar. Im Rahmen der Produktgestaltung und Produktionsplanung stellt sich die Frage der Machbarkeit und erreichbaren Produktqualität. Zudem müssen die Produktionsmittel, wie beispielsweise Formwerkzeuge, projektiert und beschafft werden, um einen sicheren Produktionsanlauf zu gewährleisten. Im Vergleich zu metallischen Werkstoffen werden bei den Faserverbundwerkstoffen die Bauteileigenschaften sehr stark vom Fertigungsprozess bestimmt. Bei den Endlosfaser-Verbundkunststoffen hat speziell die in der Fertigung erzielbare Faserorientierung einen sehr großen Einfluss auf das Eigenschaftsprofil.

Die Durchführung von Drapiersimulationen ist der beste Ansatz eine qualifizierte Vorhersage über die erreichbaren Qualitäten des Drapierungsprozesses in Bezug auf Faltenbildung, Faserorientierung und Topologie der Preformdicke vorzunehmen. In einem iterativen Prozess können somit in einer frühen Phase der Produktentstehung Optimierungsschleifen durchlaufen werden, in denen fasergerechte Produktgestaltung, Festigkeitsanalyse und Prozesssimulation aufeinander angepasst werden.

Die Simulation des Drapierprozesses setzt korrekte Kenndaten des verwendeten Fasergewebes voraus, um eine gute Übereinstimmung mit dem realen Verhalten zu erreichen. Zur Ermittlung dieser materialspezifischen Kennwerte sind geeignete Prüfmethode erforderlich, die wiederum die Randbedingungen und mögliche Einflussfaktoren des Produktionsprozesses berücksichtigen. Dies kann die Probenvorbereitung, Probeneinspannung, Lastfallszenarien als auch Umwelteinflüsse betreffen. Die Erforschung der materialspezifischen Eigenschaften von Gewebelhalbzeugen und deren Verhalten bei der Formgebung im Drapierprozess sind für die Industrie von hoher Bedeutung. Im Zuge der zunehmenden Digitalisierung des Arbeitsprozesses sind eine Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit und der Aufbau von Wissen über die Einflussfaktoren und deren Auswirkung von hoher Bedeutung.

## 2. ZIELSETZUNG DER ARBEIT

Die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit ist die Erforschung des Scherverhaltens von Fasergewebe im Drapierprozess und die Entwicklung einer verbesserten Prüfmethode zur Ermittlung der Scherdeformationskennlinie unter Berücksichtigung relevanter Einflussfaktoren industriell angewandter Drapiermethoden. Damit soll eine deutlich bessere Vorhersagequalität des Drapiererergebnisses bei der Durchführung von Drapiersimulationen erreicht werden.

Im ersten Schritt stehen hierbei die Analyse angewandter Methoden zur Ermittlung des Scherverhaltens und die Identifizierung deren Schwachstellen und Fehlerpotentiale.

Über eine Betrachtung industriell eingesetzter Drapiermethoden und deren Wirkmechanismen sollen relevante Einflussfaktoren identifiziert werden, die bisher keine Berücksichtigung bei der Ermittlung des Scherverhaltens finden oder nur wenig erforscht sind.

Mit diesen Erkenntnissen soll im nächsten Schritt die Entwicklung einer Prüfmethode folgen, mit der eine erweiterte Prüfung unter Berücksichtigung von Einflussfaktoren mit signifikantem Einfluss auf das Scherverhalten durchgeführt werden kann.

Die Eignung dieser erweiterten Prüfmethode soll mit der Durchführung von umfangreichen Messreihen anhand eines Fasergewebes mit einseitigem Binderauftrag und bei unterschiedlichen Prozessparametern ermittelt werden.

Abschließend erfolgt die Verifizierung der Ergebnisse über die Durchführung von Simulationen der Schercharakterisierung. Hierbei ist entscheidend, dass die Kennlinien für die Simulation über alle Messreihen hinweg mit einem einheitlichen mathematischen Ansatz beschreibbar sind, der auf physikalischen Größen basiert die sich entweder direkt aus den Scherversuchen ableiten lassen oder unabhängig ermittelt werden können. Wichtige Einflussfaktoren, die eigenständige Kennwerte bilden, wie dies z.B. beim Reibverhalten zwischen Fasergewebe und dem Drapierwerkzeug zu sehen ist, sollen in ihrer Charakteristik losgelöst von den Scherversuchen untersucht werden.

Die Simulationsergebnisse basierend auf den so erstellten Kennlinien sollen abschließend mit den Messkurven verglichen werden, um deren Übereinstimmung bzw. Plausibilität zu überprüfen.

Mit der Arbeit soll die Vorgehensweise zur Ermittlung des Scherverhaltens unter Berücksichtigung prozessrelevanter Einflussfaktoren nachvollziehbar beschrieben werden, sowie ein mathematischer Lösungsansatz für die Beschreibung des Scherverhalten als allgemeingültige Grundlage geschaffen werden, mit dem sich auch die Scherkennlinien für andere Gewebetypen ermitteln und anwenden lassen.

### 3. STAND DER FORSCHUNG ZUR SCHERDEFORMATION VON GEWEBE

Das charakteristische Scherverhalten von Gewebe ist im Vergleich zu kontinuierlichen Festkörpern (Kontinuum) sehr verschieden. Im Folgenden werden die grundlegenden Unterschiede verdeutlicht und die Mechanismen der Scherdeformation von Gewebe vorgestellt. Zur Ermittlung des Scherverhaltens von Gewebe stehen verschiedene Prüfmethode zur Verfügung, deren Eigenschaften im Detail vorgestellt und verglichen werden. Zum besseren Verständnis der Vorgänge im industriellen Drapierprozess bei der Herstellung von Preforms werden ferner die gängigen Drapiermethoden und deren Wirkmechanismen erläutert sowie die Bereiche in denen Normalkräfte entstehen am Beispiel eines Halbkugel-Drapiermodells identifiziert.

#### 3.1. Eigenschaften von Carbonfasern und Gewebe

Carbonfasergewebe werden aus einer Vielzahl an Faserbündel die in Kett- und Schussrichtung miteinander verwebt werden hergestellt. Es gibt eine Vielzahl an Webarten von denen im Rahmen dieser Arbeit lediglich die Leinwandbindung betrachtet wird (siehe Abb. 1).

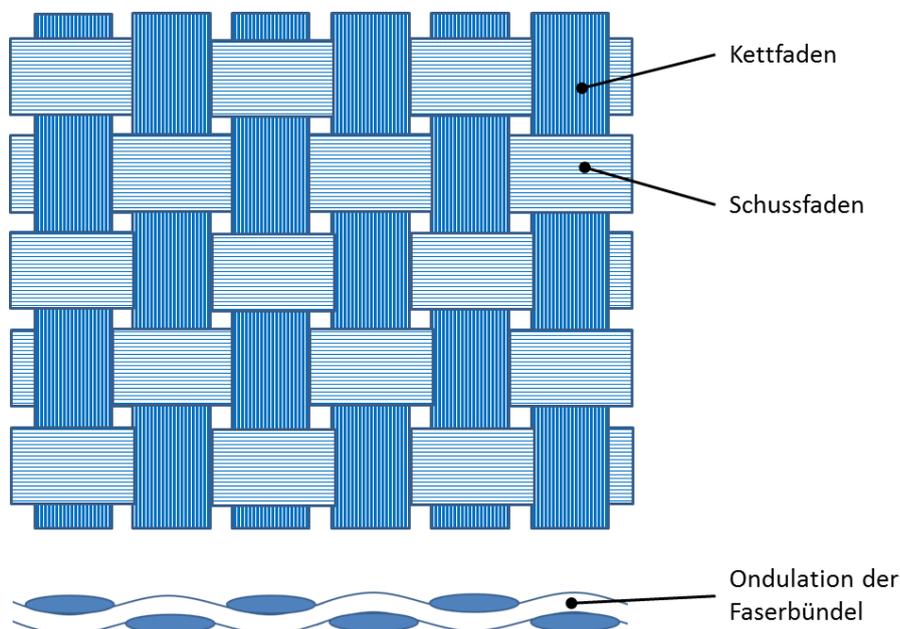


Abb. 1: Gewebe in Leinwandbindung; oben: Draufsicht Gewebestruktur; unten: Ondulation der Fasern im Querschnitt

Bedingt durch die Webstruktur verlaufen die Faserbündel in Kett- und Schussrichtung nicht geradlinig sondern sind wellenförmig gekrümmt. Diese Erscheinung wird als Ondulation bezeichnet [1] und ist in der Querschnittsdarstellung rechts in Abbildung 1 zu sehen.

Die einzelnen Faserbündel bestehen wiederum aus einer Vielzahl an Fasern, auch Filamente genannt, die parallel zueinander verlaufen. Das in dieser Arbeit betrachtete Gewebe basiert auf einer Torayca T700S Faser, mit den folgenden Eigenschaften [2]:

Elastizitätsmodul in Faserrichtung:	230.000 MPa
Zugfestigkeit in Faserrichtung:	4.900 MPa
Dichte:	1,8 g/cm <sup>3</sup>
Filamentdurchmesser :	7 µm
Anzahl Filamente pro Faserbündel:	12.000 (12K)

Carbonfasern besitzen einen extrem hohen Elastizitätsmodul in Faserrichtung sind aber aufgrund des geringen Durchmessers der einzelnen Filamente von nur 7 µm biegeschlaff [3]. Ein 12K Faserbündel bestehend aus 12.000 Filamenten besitzt eine Biegesteifigkeit die der Summe der Biegesteifigkeiten der einzelnen Filamente entspricht [4]. Erst durch eine Imprägnierung der Faserbündel mit einem Bindemittel erlangt das Faserbündel höhere Biegefestigkeiten. Von [4] wurde dieses Verhalten auf der Basis von Prepreg untersucht.

Das Gewebe erhält durch die Webstruktur eine höhere Biegesteifigkeit senkrecht zur Ebene als die Summe der Steifigkeiten aller Faserbündel in Kett- bzw. Schussrichtung. Dies hat seine Ursache in der geometrischen Versteifung aus dem wechselseitigen Höhenversatz zwischen den Faserbündeln die an den Kreuzungspunkten teils oberhalb und teils unterhalb verlaufen [5]. Zur Messung der Biegesteifigkeit senkrecht zur Ebene von Gewebe hat sich der Cantilever Test etabliert [6, 7].

### **3.2. Grundlagen der Scherdeformation von Fasergewebe**

Bei der Formgebung von Endlosfaser-Gewebe muss das zunächst flächige Halbzeug in eine dreidimensionale Form überführt werden. Im Gegensatz zur Formgebung von metallischen Werkstoffen, deren vorrangiger Wirkmechanismus die plastische Deformation ist, erfolgt die Formgebung von endlosfaserverstärkten Halbzeugen vorrangig durch den Wirkmechanismus der Scherung. Aufgrund der sehr hohen Zugsteifigkeit im Vergleich zur Scherfestigkeit, kann die Dehnung der Fasern vernachlässigt werden [2, 8, 9]. Bei gewebten Halbzeugen ist

jedoch die hohe Anfangsstreckung in Faserrichtung zu beachten, die aufgrund der Faserondulation besteht [10]. Diese führt zu nennenswerten Längenänderungen beim Aufbau einer Faserspannung.

In Abbildung 2 sind die verschiedenen Deformationsmodi beim Drapieren eines Fasergewebes auf der Basis von [1] aufgezeigt.

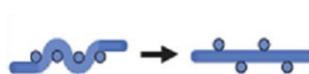
**„Trellis Effekt“:**

Scherdeformation.



**Faserstreckung:**

Strecken der Faserondulation durch Zugspannung.



**Faserdehnung:**

Dehnung der Fasern durch Zugspannung.



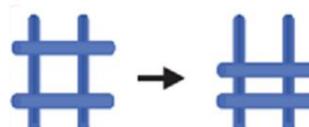
**Falten- und Wellenbildung:**

Durch Druckbeanspruchung.



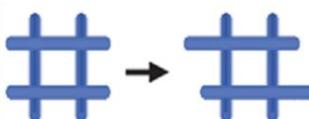
**Faser Spaltbildung (Gaping):**

Verrutschen quer zur Faserrichtung.



**Abgleiten der Fasern (Inter-tow slip):**

Verrutschen längs zur Faserrichtung.



**Abgleiten der Lagen (Inter-ply slip):**

Relativbewegung durch interlaminaire Schubkräfte.

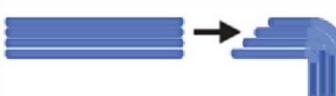


Abb. 2: Drapierungsmodi nach [1] mit Ergänzungen des Modus des Abgleitens und dem Symbol der Falten- und Wellenbildung

Die Drapierung eines flächigen Faserhalbzeuges in eine zweifach gekrümmte 3D-Form, erfolgt primär durch den Mechanismus der Scherdeformation. Infolge der hierbei wirkenden Kräfte treten weitere Mechanismen der Formänderung auf, die in der Regel unerwünscht sind. Hierzu gehören die Wellen- und Faltenbildung, das parallele Abgleiten der Fasern in Faserrichtung (Durchrutschen von Faserbündeln an den Kreuzungspunkten – im Englischen

„Inter tow slip“) und die Spaltbildung quer zu Faserrichtung (Querverschieben von Faserbündeln – im Englischen „Gaping“).

Bei der Scherverformung eines Kontinuums verformt sich dieses zunächst elastisch. Die Verformung ist reversible. Bei Zug- bzw. Druckbelastung entsteht eine Querkontraktion quer zur Belastungsrichtung. Das Volumen des Körpers bei einachsiger Zugbelastung erhöht sich bei den meisten Werkstoffen. Bei Überschreiten der Fließgrenze folgt eine plastische Deformation. Ist das Kontinuum aus einem isotropen Werkstoff ist das Scherverhalten in allen Richtungen identisch. Die Scherung erfolgt durch atomare Abgleitvorgänge, bei metallischen Werkstoffen durch Elektronenversetzungen und bei organischen Werkstoffen durch Abgleiten von Polymerketten. [11]. In Abbildung 3 ist ein Quader eines isotropen Werkstoffes unter Zugbelastung dargestellt. Durch die Zugkraft dehnt sich der Quader in Zugrichtung und kontrahiert quer dazu. Entsprechend dem Mohr'schen Spannungskreis herrscht bei  $\pm 45^\circ$  die maximale Scherspannungen  $\tau$ .

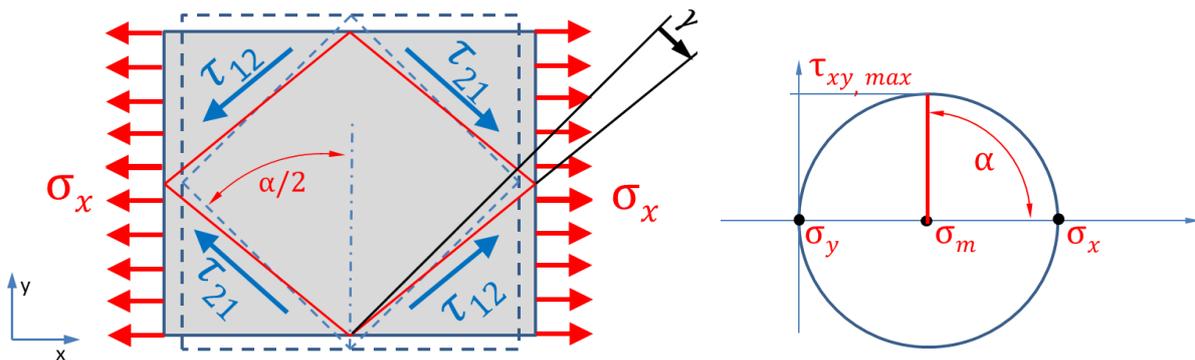


Abb. 3: Kontinuum unter Zugspannung  $\sigma$  – Scherspannung entsprechend Mohr'schem Spannungskreis [12]

Scherspannungen in einem Kontinuum können durch unterschiedliche Lastfälle entstehen. In Abbildung 4 sind verschiedenen Fälle gezeigt. Im linken Bild greift ein Kräftepaar an dem Bauteil an. Bei dieser Betrachtung entsteht parallel zum Kräftepaar eine Scherspannung im Bauteil. Aufgrund des Kräftepaars entsteht aber auch ein Moment das den Körper in Drehung versetzen würde. Die beiden Auflagerpunkte nehmen das Moment auf und erzeugen damit den Gleichgewichtszustand. In der mittleren Darstellung sind die Auflager entfallen und durch ein weiteres Kräftepaar ersetzt. Durch die entgegengesetzte Richtung heben sich die Momente auf und der Körper ist im Gleichgewicht. In der Darstellung rechts werden je zwei Scherkräfte  $F_{sh}$  zu einer resultierenden Zugkraft  $F_z$  zusammengefasst.

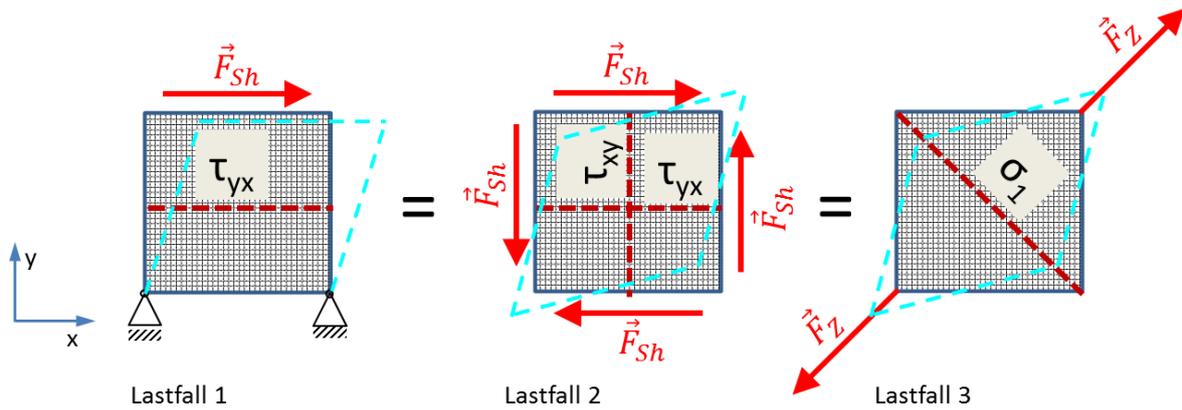


Abb. 4: Unterschiedliche Lastfälle einer Scherdeformation durch Scherkräfte;  
 Lastfall 1: Gewebe an zwei Auflagern an den unteren Eckpunkten eingespannt  
 Lastfall 2: Schubkräfte greifen an allen 4 Seiten an  
 Lastfall 3: entgegengesetzte Zugkräfte in Richtung der Diagonalen

Alle drei Lastfälle führen zu identischen Spannungszuständen im Bauteil. Unterschiede bestehen lediglich in den lokalen Belastungen an den Lasteinleitungsstellen, die in jedem Fall unterschiedlich sind. Bei einem orthotropem Fasergewebe können die Zugspannungen in Richtung der Winkelhalbierenden entsprechend Fall 3 links nicht wie bei einem Kontinuum direkt über das Voll-Material übertragen werden.

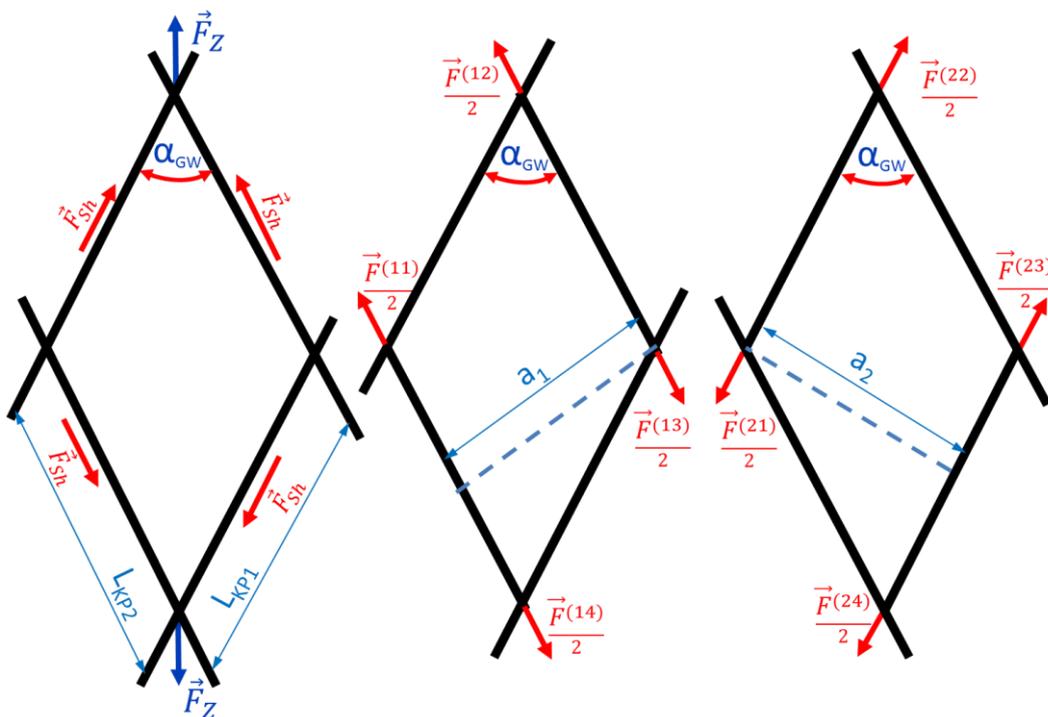


Abb. 5: Scherung einer EZ; links: Scherkräfte  $\vec{F}_{Sh}$  in Faserrichtung; Mitte: Zugkraft  $\vec{F}^{(1n)}$  in Hauptrichtung 1; rechts: Zugkraft  $\vec{F}^{(2n)}$  in Hauptrichtung 2

Die Berechnung der Hauptspannungen und Scherspannungen aus den wirkenden Kräften erfolgt über die Beziehungen der Gleichungen (1) bis (4) [13].

$$\tau_{12} = \frac{\vec{F}_Z}{2 \cdot t_{GW} \cdot L_{KP1} \cdot \cos \frac{\alpha_{GW}}{2}} = \frac{\vec{F}_{Sh}}{t_{GW} \cdot L_{KP1}} \quad (1)$$

$$a_{1/2} = L_{KP1/2} \cdot \sin \alpha_{GW} = L_{KP1/2} \cdot \cos \gamma_{GW} \quad (2)$$

$$\sigma_1 = \frac{(\vec{F}^{(11)} + \vec{F}^{(12)})}{2 \cdot t_{GW} \cdot L_1} = \frac{(\vec{F}^{(13)} + \vec{F}^{(14)})}{2 \cdot t_{GW} \cdot L_1} \quad (3)$$

$$\sigma_2 = \frac{(\vec{F}^{(21)} + \vec{F}^{(22)})}{2 \cdot t_{GW} \cdot L_2} = \frac{(\vec{F}^{(23)} + \vec{F}^{(24)})}{2 \cdot t_{GW} \cdot L_2} \quad (4)$$

$\vec{F}_Z$ : Zugkraft                       $\vec{F}_{Sh}$ : Scherkraft                       $t_{GW}$ : Dicke Gewebe

$\vec{F}^{(1n)}$ : Kraft im Kettfaden in Hauptrichtung 1 am Knoten n

$\vec{F}^{(2n)}$ : Kraft im Schussfaden in Hauptrichtung 2 am Knoten n

$L_{KP}$ : Abstand zwischen Kreuzungspunkten

$a_{1/2}$ : senkrechter Abstand zwischen Kett- und Schussfaden

$\alpha_{GW}$ : Winkel zwischen Kett- und Schussfaden des Gewebes

$\gamma_{GW}$ : Scherwinkel des Gewebes

Der Kraftfluss innerhalb des Gewebes verläuft im Gegensatz zu einem Kontinuum recht unterschiedlich. Die einzelnen Faserbündel des Gewebes bestehen aus einer Vielzahl an Filamenten. Die Biegesteifigkeit der Filamente wie auch der Faserbündel ist vernachlässigbar klein [3]. Die Fähigkeit Druckkräfte in Faserrichtung zu übertragen ist gering und führen schnell zu Knick- und Beul Phänomenen wie Wellen- oder Faltenbildung. Mit zunehmendem Scherwinkel schließen sich die Lücken benachbarter Faserbündel bis sich diese gegenseitig berühren und damit beginnen Druckkräfte quer zur Faserrichtung aufzubauen. Den Scherwinkel, ab dem die Scherkräfte exponentiell ansteigen bezeichnet man auch als Grenzwinkel (im Englischen „Locking Angle“) [14, 15, 16]. Dieser Vorgang ist schematisch in Abbildung 6 dargestellt in Anlehnung an [17].

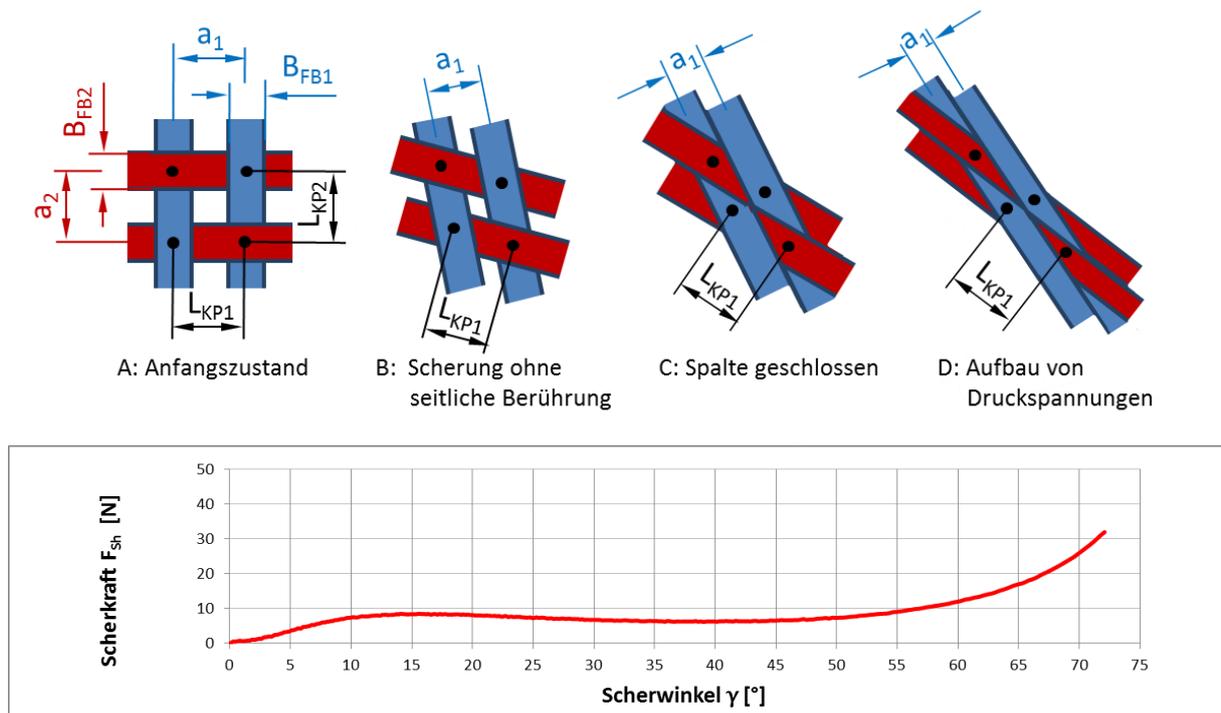


Abb. 6: Scherung eines Gewebes. Die Lücken schließen sich mit zunehmendem Scherwinkel. Mit Erreichen des Grenzwinkels reduziert sich die Breite der Faserbündel. Beispielhafte Scherkurve [18]

Mit zunehmendem Scherwinkel reduziert sich die Fläche und entsprechend nimmt die Dicke des Gewebes zu [19, 20, 21]. Unter Vernachlässigung der Faserdehnung und Streckung der Ondulation bleiben in erster Näherung die Abstände  $L_{KP1/2}$  zwischen den Kreuzungspunkten in Faserrichtung unverändert. Der Abstand zwischen den parallel zueinander verlaufenden Faserbündeln reduziert sich in Abhängigkeit zum Scherwinkel. Bezogen auf die Kantenlänge  $L_{GW}$  eines Gewebes folgt in Anlehnung an (2) mit der Beziehung (5) daraus Gleichung (6):

$$\alpha_{GW} = 90^\circ - \gamma_{GW} \quad (5)$$

$$L_{1/2} = L_{GW} \cdot \cos \gamma_{GW} \quad (6)$$

$B_{FB1/2}$ : Breite der Faserbündel

$L_{GW}$ : Kantenlänge der Gewebeprobe

$L_{1/2}$ : Abstand der Außenkanten der Gewebeprobe in Kett- und Schussrichtung

Beispielhaft wird dies in Abbildung 7 gezeigt.

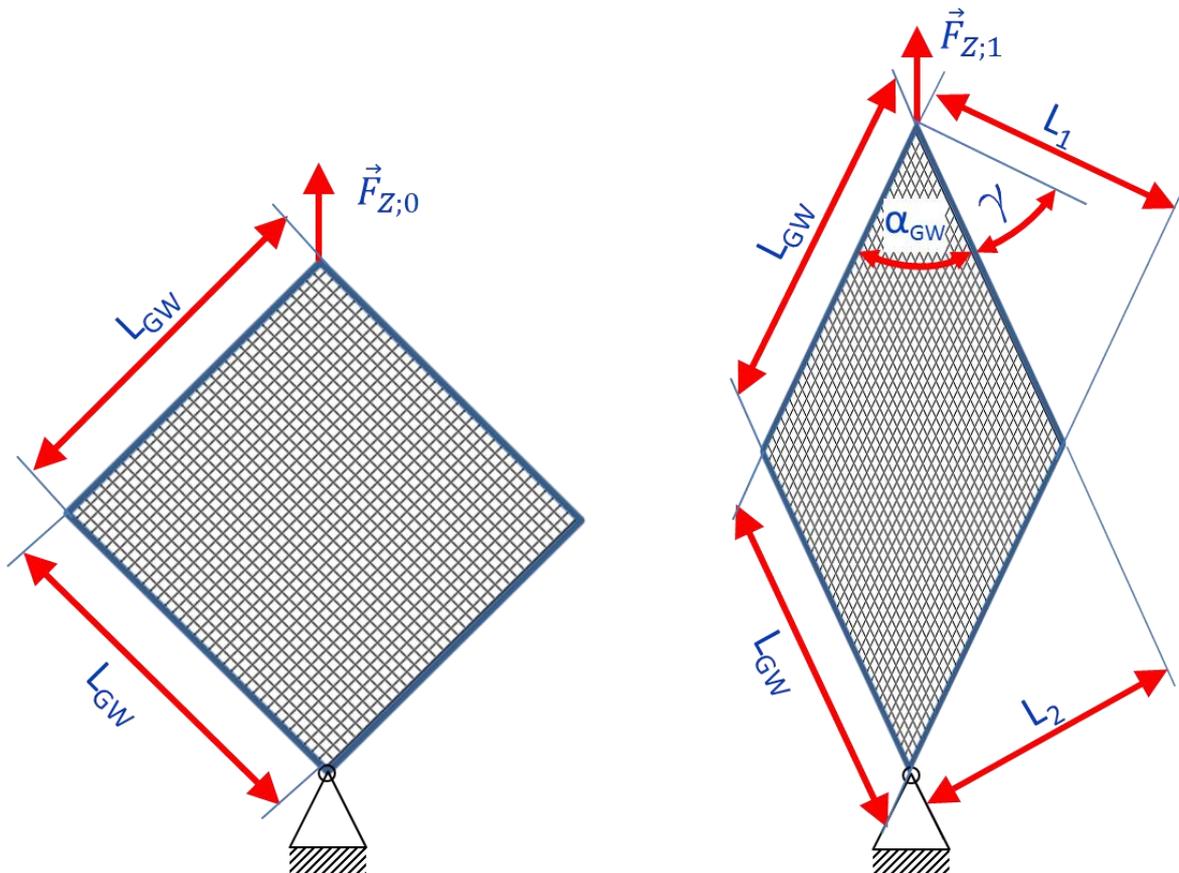


Abb. 7: Reduzierung der Längen  $L_1$  und  $L_2$  durch die Querkontraktion bei der Scherung der Probe; links: ungescherte Gewebeprobe; rechts: gescherte Gewebeprobe

Durch die wirkende Zugkraft  $\vec{F}_Z$  wird das Gewebe geschert. Der Winkel  $\alpha_{GW}$  ist der Winkel zwischen Kett- und Schussfäden. Der Winkel  $\gamma$  die Änderung des Kreuzungswinkels, ausgehend vom unverformtem Zustand des orthotropen Gewebes mit  $\alpha_{GW} = 90^\circ$ . Die Beziehung zwischen den Winkeln  $\alpha_{GW}$  und  $\gamma_{GW}$  kann aus Gleichung (5) entnommen werden.

Betrachtet man die einzelnen Kreuzungspunkte zwischen den Kett- und Schussfäden als Gelenkpunkte (kinematisches Modell) würde sich bei Reibungsfreiheit eine Verformung ohne einen Widerstand einstellen. In Realität treten an den Kreuzungspunkten Widerstandskräfte und Momente auf, die zu einem Scherwiderstand des Halbzeuges führen. Diese setzen sich aus den folgenden beiden Anteilen zusammen:

- a.) Reibung zwischen den Kett- und Schussfäden an den Kreuzungspunkten durch die Kontaktkräfte der Faserbiegung und Faservorspannung aufgrund der Faserondulation [22]
- b.) Querkräfte durch die Stauchung benachbarter Faserbündel bei der Querkontraktion [14, 23, 24]

### 3.3. Methoden zur Ermittlung des Scherverhalten von Endlosfasergeweben

Zur Messung des Scherwiderstandes über den Scherwinkel sind zahlreiche Methoden bekannt, von denen hier nur die wichtigsten aufgeführt und beschrieben sind. Am weitesten verbreitet ist der Picture Frame Test (PFT) und der unidirektionale Bias Extension Test (UBE). Diese beiden Test Methoden werden in umfangreichen Untersuchungen [10, 14, 15, 17, 25] analysiert.

#### 3.3.1. Picture Frame Test (Trellis Rahmen)

Beim Picture Frame Test (PFT) wird das Gewebe in einem Rahmen eingespannt, der aus vier gleich langen Schenkeln mit Spannbacken besteht, die an den Ecken über Gelenke zu einem Parallelogramm verbunden sind (siehe Abb. 8). Der Trellis Rahmen wird mit dem eingespannten Gewebe in eine Zugprüfmaschine eingespannt und gezogen. Hierdurch wird das Parallelogramm vom Quadrat zu einem Rhombus verformt und das eingespannte Gewebe auf Scherung beansprucht. Bei präziser Einspannung des Gewebes im Trellis Rahmen entspricht der Scherwinkel der Probe theoretisch dem Scherwinkel des Rahmens und die Faserbündel verlaufen parallel zu den Schenkeln des Rahmens.

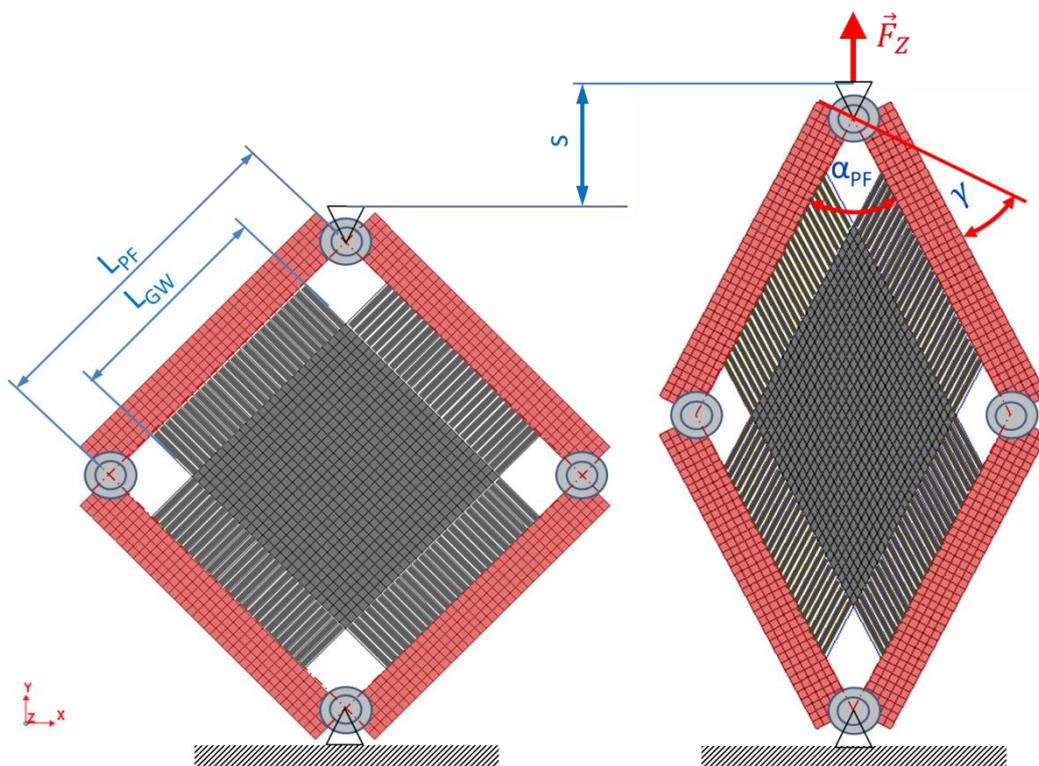


Abb. 8: Picture Frame Scherrahmen; links: bei Start der Messung; rechts: nach Zugweg (s) im gescherten Zustand

Das Zentrum der Achsen der vier Drehpunkte müssen präzise in Flucht liegen zu der inneren Kante der Klemmleisten. Konstruktiv ragen dadurch die Gelenke in den Probenbereich. Um bei zunehmendem Scherwinkel eine Berührung zwischen den Gelenken und der Probe und damit eine Beeinträchtigung des Messergebnisses zu vermeiden, wird die Probe an den Ecken freigespart. Hierdurch reduziert sich die effektive Größe der Probe. Das Längenverhältnis von Scherrahmen zur Kantenlänge der Probe, muss bei der Umrechnung von der gemessenen Zugkraft  $\vec{F}_Z$  auf die Scherkraft  $\vec{F}_{Sh}$  berücksichtigt werden. Dies erfolgt mit Gleichung (8) nach [26]. In der Arbeit von [27] wurde ein Scherrahmen entwickelt, bei dem die Drehgelenke in der Tiefe versetzt angebracht sind. Damit gelingt es eine vollflächige rechteckige Probe aufzuspannen und zu testen.

Die vollständige Umrechnung von den aufgezeichneten Messgrößen, Wegstrecke  $s$  und Zugkraft  $\vec{F}_Z$ , in die Scherkraft  $\vec{F}_{Sh}$  sowie die normierte Scherkraft (NSF) erfolgt über die Gleichungen (7 bis 9) [10, 14, 17, 25].

$$\alpha_{PF} = 2 \cdot \arccos \left( \frac{\sqrt{2} \cdot L_{PF} + s}{2 \cdot L_{PF}} \right) \quad (7)$$

$$\vec{F}_{Sh} = \frac{\vec{F}_Z}{2 \cdot \cos \left( \frac{\alpha_{PF}}{2} \right)} \cdot \frac{L_{PF}}{L_{GW}} \quad (8)$$

$$NSF(\gamma) = \frac{\vec{F}_{Sh}}{L_{GW}} \quad (9)$$

$\alpha_{PF}$ : Winkel zwischen linkem und rechtem Schenkel des PF

$\vec{F}_Z$ : Zugkraft am PF  $s$ : Wegstrecke der Zugbewegung

$L_{PF}$ : Schenkellänge des PF  $L_{GW}$ : Kantenlänge der Gewebeprobe

NSF: Normierte Scherkraft

Die Schwachstellen des PFT liegen in der Sensibilität im Hinblick auf Toleranzen in der Einspannung der Proben [10, 25, 28, 29]. Winkelabweichungen zwischen der Probe und dem Scherrahmen führen zu einer Nichtparallelität des Parallelogramms bestehend aus Scherrahmen und Probe [10, 30]. Des Weiteren muss auf die Vorspannung der Probe zu Beginn der Messung geachtet werden. Bei Klemmleisten die mit einem Profil, z.B. einer Verzahnung versehen sind, kann es beim Schließen der Klemmleisten zu einem Einziehen der Probe und damit zu einer ungewollten Vorspannung führen [10, 25, 28]. Werden die Klemmleisten mit Elastomerbelägen versehen, kann es zu einem Auswalken des Elastomers kommen, das zu einer Losen führt, die bei Start der Messung einen Leerweg zur Folge hat bis die Faserbündel gespannt sind. Der Begriff der Losen wird in dem Zusammenhang definiert als Schlaffheit durch Durchhang, Welligkeit oder Spiel, die zur Erzeugung eines

makroskopisch ebenen Zustandes der Probe einen Spannweg erforderlich macht. Eine definierte Vorspannung kann beim PFT durch geeignete Vorspannmethode wie beispielsweise pneumatische Spannzylinder erzeugt werden [6, 10, 31].

### 3.3.2. Unidirektionaler Bias Extension Test

Bei dem unidirektionalen Bias Extension Test (UBE) wird das Faserhalbzeug in zwei parallel gegenüberliegenden Klemmböcken eingespannt und in einer Zugprüfmaschine axial gedehnt. Die Faserorientierung der Probe verläuft  $\pm 45^\circ$  zur Zugrichtung. Durch die Axialkraft wird das Gewebe geschert. Eine Standard Prüfanweisung wurde von [32] veröffentlicht. In Abbildung 9 ist der Aufbau des UBE schematisch dargestellt.

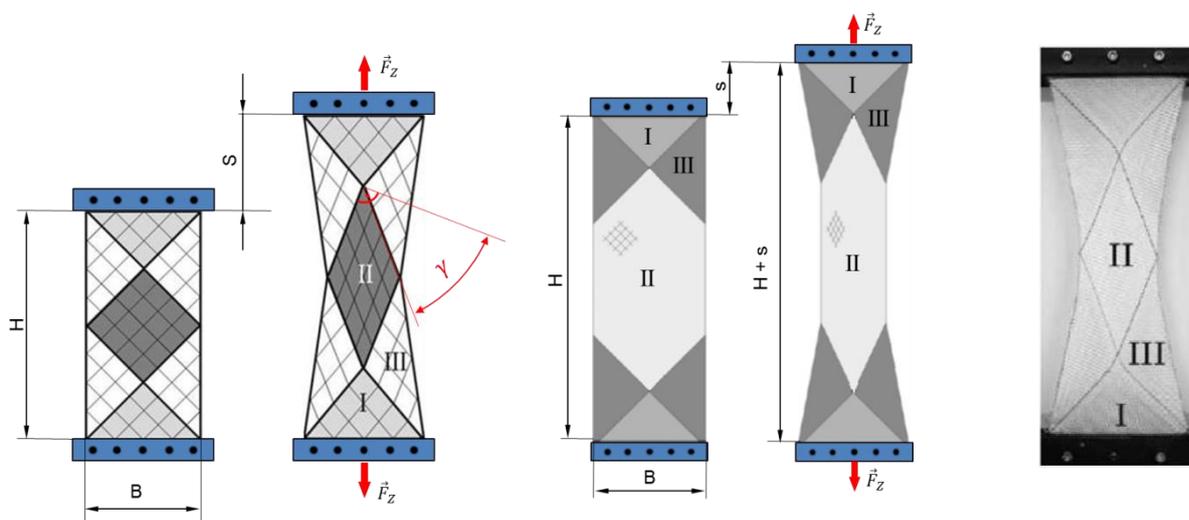


Abb. 9: Unidirektionaler Bias Extension Test; links: Probenlänge  $H = 2 \cdot B$ ; Mitte: Probenlänge  $H > 2 \cdot B$ ; rechts: Deformation beim Scherversuch [33]

Beim UBE wird die Probe in drei Bereiche eingeteilt. Direkt an den Klemmböcken liegt je der Bereich I. In diesem Bereich kommt es in erster Näherung zu keiner Scherung. Alle Fasern in diesem Bereich sind in der Klemmböcke eingespannt. Durch die Zugkraft  $\vec{F}_z$  werden die in  $\pm 45^\circ$  verlaufenden Fasern unter Zugspannung gesetzt. Durch die Streckung der Ondulation und die elastische Dehnung der Fasern kann es im Bereich I zu einer minimalen Scherung kommen. In Abbildung 9 rechts ist diese Deformation zu erkennen.

Der Bereich II ist die Fläche der Materialprobe, die vollständig einer symmetrischen gleichförmigen Scherung unterliegt. Die Scherkräfte werden über Zugspannungen entlang der Fasern übertragen. Alle Fasern in dem Bereich II besitzen beidseitig offene Enden, die an den seitlichen Rändern der Probe münden. Die Kraftübertragung von der oberen und

unteren Einspannstelle zum Bereich II kann daher nur über Schubkräfte von benachbarten Faserbündeln durch den Zusammenhalt des Gewebes erfolgen [31, 34].

In dem Bereich III setzen sich die Fasern aus dem Bereich I fort und münden einseitig in den seitlichen Rändern der Probe. In diesem Bereich wird die Scherung durch die Scherung der mittleren Raute II einseitig induziert. Geht man von einem unverformten Bereich I aus, ist der Scherwinkel innerhalb der Fläche III nur halb so groß wie im Bereich II. Durch das unterschiedliche Scherverhalten in den Bereichen I, II und III, lässt sich keine explizite Berechnung der Scherkräfte durchführen. Die Gleichung zur impliziten Berechnung der Scherkraft  $\vec{F}_{Sh}$  sowie der NSF erfolgt über Gleichung (10) und (11) [25]. Die Variablen sind in Abbildung 9 dargestellt.

$$\vec{F}_{Sh}(\gamma) = \frac{1}{\cos(\gamma) \cdot (2H-3B)} \cdot \left[ \vec{F}_Z \cdot (H-B) \cdot \left( \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) - \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right) \right) - \vec{F}_{Sh}\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) \right] \quad (10)$$

$$NSF(\gamma) = \frac{1}{\cos(\gamma) \cdot (2H-3B)} \cdot \left[ \vec{F}_Z \cdot \frac{\sqrt{2} \cdot (H-B) \cdot \sin\left(\frac{90^\circ-\gamma}{2}\right)}{B} - NSF\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot B \right] \quad (11)$$

Wie man erkennt wird der Anteil der Zugkraft abgezogen, der nach dem Energieerhaltungssatz für die Scherung des Bereiches III aufgewendet wird [25]. Da Bereich III nur 50 % der Scherung des Bereiches II erfährt, werden die Scherkräfte  $\vec{F}_{Sh}\left(\frac{\gamma}{2}\right)$  bzw.  $NSF\left(\frac{\gamma}{2}\right)$  subtrahiert. Problematisch ist hierbei, dass der Bereich III eine doppelt so große Fläche beinhaltet als Bereich II. Wie man in der Abbildung 9 erkennen kann unterliegt der Bereich III einer Schiefstellung. Die einzelnen Rauten sind nicht parallel zur Zugrichtung. Dieser Schrägzug erzeugt eine Querkraftkomponente, die der Scherung im Bereich II entgegenwirkt und den entstehenden Scherwinkel reduziert. Er führt dazu, dass sich die Übergänge zwischen den Zonen abrunden. Dieser Zusammenhang ist in Gleichung (10, 11) nicht berücksichtigt. Ferner entspricht die gemessene Wegstrecke  $s$  an den Klemmbacken nicht der tatsächlichen Längenänderung des Bereiches II [33]. Bereich I wird unter der Zuglast deformiert und bildet eine Zunge aus (Abb. 9 rechts). Da alle Fasern in Bereich III ein offenes Ende besitzen, neigt dieser Bereich zum parallelen Abgleiten benachbarter Faserbündel (Fiber Slip) [15, 31, 34, 35], was zu einer weiteren Abweichung führt. Um diesen Fehler auszugleichen, ist die explizite Messung der Länge des Bereichs II erforderlich [28, 30].

Bei dem UBE sind die Zugkraft  $\vec{F}_Z$  und die Faserspannung gekoppelt. Aus der Literatur [32, 35, 36] ist hinlänglich bekannt, dass die Zugvorspannung in Kett- und Schussrichtung bei gewebten Halbzeugen einen hohen Einfluss auf den Scherwiderstand besitzt, da durch die

Ondulation der Faserbündel das Reibmoment bei Zugbelastung ansteigt. Durch die beidseitig offenen Außenkanten der Probe stehen die Fasern nahe der Ränder unter reduzierter Spannung, da die Faserspannung der  $+45^\circ/-45^\circ$  Fasern am offenen Rand gegen Null gehen. Hierdurch ergibt sich eine inhomogene Zugspannungsverteilung über die Probenfläche.

### 3.3.3. Biaxialer Bias Extension Test

Im Gegensatz zu dem unidirektionalen Bias Extension Test werden bei dem biaxialen Bias Extension Test (BBE), an allen vier Rändern das Halbzeug eingespannt und gedehnt. Hierdurch wird der Mangel einer fehlenden Steuerung der Vorspannung des UBE behoben [35]. Der BBE eignet sich daher besonders zur Untersuchung des Einflusses von Zugspannungen auf das Scherverhalten [37].

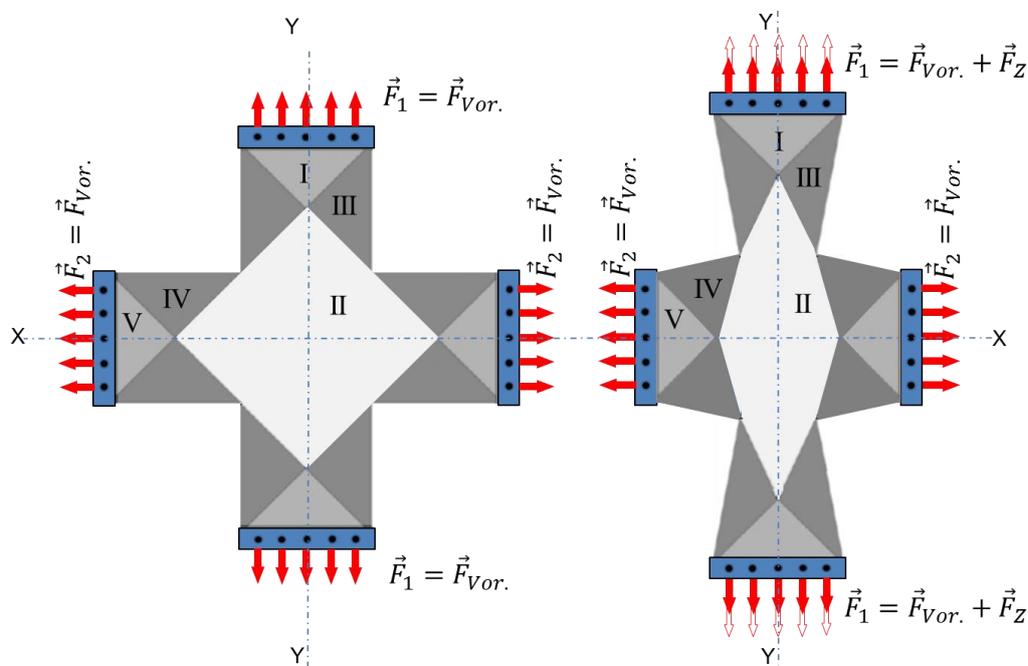


Abb. 10: Aufbau eines biaxialen Bias Extension Tests [36]; links: Probe in x- und y-Richtung vorgespannt; keine Scherung; rechts: Erhöhung der Zugspannung in y-Richtung; Scherung unter Vorspannung

An den vier Klemmböcken wird das Halbzeug jeweils fest eingespannt. Vor Start der Messung wird eine definierte Zugvorspannung in x- und y-Richtung aufgebaut. Bei symmetrischem Gewebeaufbau und gleicher Vorspannung in beiden Achsen wird hierbei die Probe nicht geschert, sondern nur auf ein konstantes Vorspannungsniveau gebracht und die Lose im Gewebe kompensiert. Dann wird in einer Achse, z.B. y-Achse (siehe Abb. 10),

die gesteuerte Zugbewegung gefahren und in der anderen Achse (x-Achse) wird eine konstante Zugvorspannung gehalten. Ähnlich wie bei dem UBE kommt es bedingt durch die Scherung des Materials zu einer Einschnürung quer zur y-Zugachse. Da die Fasern in den Klemmbanken in y-Richtung fest eingespannt sind entsteht ein Schrägzug, dessen Querkraftkomponente der Scherung im Bereich II entgegenwirkt. Durch die Längenänderung der Probe in y-Zugrichtung kommt es zudem zu einer Aufweitung des Bereichs IV in der Vorspannungsachse (x-Achse). Hierdurch entsteht ein Schrägzug, der der Zugachse (y-Achse) entgegenwirkt. Diese Zugkraft muss die Prüfmaschine in y-Richtung zusätzlich aufbringen. Es kommt hierdurch zu einer inhomogenen Scherung im inneren des Probenbereichs II. Im Bereich IV treten ferner Scherkräfte auf, die ähnlich wie im Bereich III bei der Bestimmung der Scherkräfte im Bereich II berücksichtigt werden müssen.

Daraus wird ersichtlich, dass es bei dem BBE schwer fällt eine verlässliche Umrechnung der Messwerte Zugkraft, Vorspannkraft und Längenänderung in einen Schubwiderstandskennwert ( $\vec{F}_{Sh}$  oder NSF) durchführen [5].

Es wird darauf hingewiesen, dass bei dem BBE immer eine mechanische Kopplung zwischen der Zugspannung in (y-Achse), Vorspannung in (x-Achse) und dem Scherwinkel besteht. Die Kräfte verlaufen in Richtung der Faser. Die Vorspannung in x-Richtung hat somit auch eine y-Komponente, die den Bereichen II und IV der Zugspannung in y-Richtung entgegen wirkt. Diese „scheinbare“ Scherkraft ist additiv zu dem eigentlichen Scherwiderstand des Gewebes und eine Funktion des Scherwinkels. Um die eigentliche Faserspannung konstant zu halten, muss die Vorspannung in der x-Achse abhängig vom Scherwinkel reduziert werden.

#### **3.3.4. Kawabata Evacuation System – Fabrics**

Das „Kawabata Evakuations System – Fabrics“ (KES-F Tester) wurde zur Ermittlung von Kennwerten von Textilien an der Universität von Kyoto, Japan von Prof. Kawabata entwickelt. Hiermit lassen sich Zug- und Druckfestigkeit, Scherung, Biegefestigkeit, sowie Oberflächen- und thermische Eigenschaften ermitteln [36].

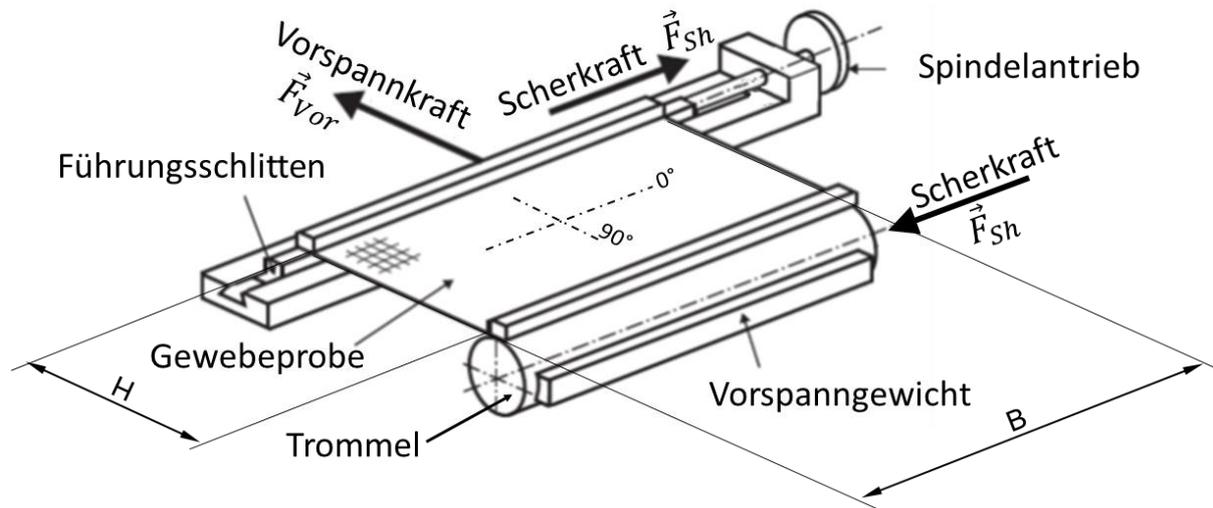


Abb. 11: Aufbau des KES-F Testers [36]

Bei dem Test werden die Scherkräfte durch seitliches Verschieben des Schlittens erzeugt (siehe Abb. 11). Die hierbei auftretenden Kippmomente, werden von der Schlittenführung bzw. Lagerung der Spannrolle auf der Gegenseite aufgenommen. Durch die drehbare Spannrolle erfolgt der Längenausgleich, der mit der Scherung einhergeht. Es kann darüber auch eine definierte Vorspannung in  $90^\circ$ -Richtung aufgebracht werden. Es ist zu beachten, dass mit zunehmendem Scherwinkel  $\gamma$  die  $90^\circ$  Fasern ihre Winkellage auf  $90^\circ - \gamma$  ändern. Hierdurch erhöht sich bei gleichbleibender Zugkraft  $\vec{F}_Z$  in  $90^\circ$  Richtung die Faserspannung entsprechend  $(\cos \gamma)^{-1}$ . Wird die Höhe der Probe gleich einem Viertel des Trommelumfangs gewählt, kann über ein Gegengewicht, das an der Trommel bei Start an der  $90^\circ$ -Position angebracht ist, diese Zugkrafterhöhung über die Winkelfunktion der Trommeldrehung selbstregulierend auf eine konstante Faserspannung gehalten werden. In der  $0^\circ$  Richtung der Probe enden alle Fasern am Probenrand und sind damit nicht vorgespannt. Die Schubkrafteinleitung in das textile Halbzeug erfolgt ausschließlich als Querkraft auf die  $90^\circ$ -Fasern. Trotz der Parallelhaltung der beiden Einspannseiten entsteht durch die Querkraft ein Momentenverlauf über die Höhe der Probe. Bei  $H/2$  wird das Moment zu null. Dies führt zu unterschiedlichen Faserspannungen in den  $90^\circ$ -Fasern über die Probenhöhe  $H$  sowie die Probenbreite  $B$ . Über die Spannrolle kann das Vorspannniveau verändert werden, die Inhomogenität über die Probenfläche bleibt dennoch bestehen.

### 3.3.5. Zylindrischer Schertester

Bei dem zylindrischen Schertester von [38] in Abbildung 12 sind die Verhältnisse sehr ähnlich zum KES-F. Die Schwachstelle des KES-F der inhomogenen Vorspannungsverteilung wird beim zylindrischen Schertester behoben. Durch den rotations-symmetrischen

Aufbau gleichen sich die Kippmomente aus der Scherkraft aus. Die untere Scheibe wird durch die Tangentialkraft rotiert und damit die Probe geschert. Über die Prüfmaschine kann zusätzlich eine Axialkraft (Vorspannung in  $90^\circ$ ) erzeugt werden. Bei imprägniertem Gewebe kann des Weiteren auch ein Innendruck im Gewebezylinder aufgebaut werden, wodurch dann auch eine Vorspannung in  $0^\circ$  entsteht.

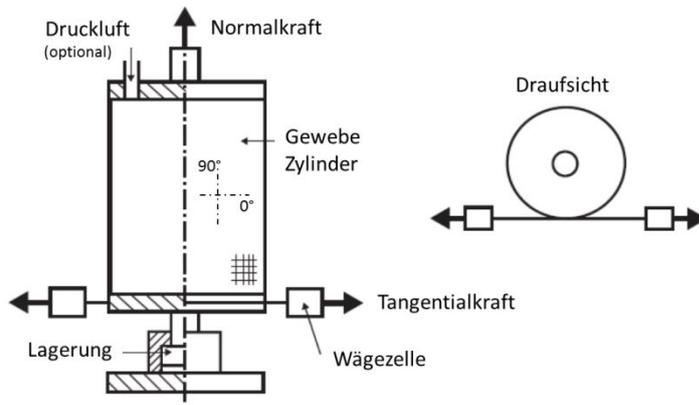


Abb. 12: Zylindrischer Schertester (Fabric Cylinder Shear Device) zur Scherung von zylindrischen Gewebeproben [38]

Bei der Prüfung von Fasergelege muss beachtet werden, dass die gestreckten Längen der innen und außen liegenden Faserlage unterschiedlich lang sind und daher innen eine Stauchung des Material und außen eine entsprechende Zugvorspannung entsteht.

### 3.4. Drapiermethoden und deren Wirkmechanismen

Bei der industriellen Herstellung von Preforms aus Fasergewebe, haben sich hauptsächlich drei verschiedene Drapiermethoden durchgesetzt, die für die Serienproduktion zum Einsatz kommen. Hierzu zählt zunächst das klassische Pressverfahren, bei dem der Lagenzuschnitt bzw. mehrlagige Fasergewebestapel mittels eines klassischen Umformwerkzeugs bestehend aus Werkzeugmatrize und Patrize umgeformt wird [39]. Um einer Faltenbildung vorzubeugen wird üblicherweise ein Ziehring entlang des Randes [8, 30] des Preforms im Werkzeug ausgebildet (Abb. 13), der eine Normalkraft im Klemmbereich während der Umformung aufbaut. Beim Einziehen des Materials entsteht hierdurch eine Reibkraft in Zugrichtung die eine Membranspannung im Fasergewebe erzeugt. Hierdurch können Druckspannungen und damit die Entstehung von Falten vermieden bzw. reduziert werden [8, 40]. Gezielt richtungsabhängige Zugkräfte können auch durch einen externen Spanrahmen erzeugt werden [41].

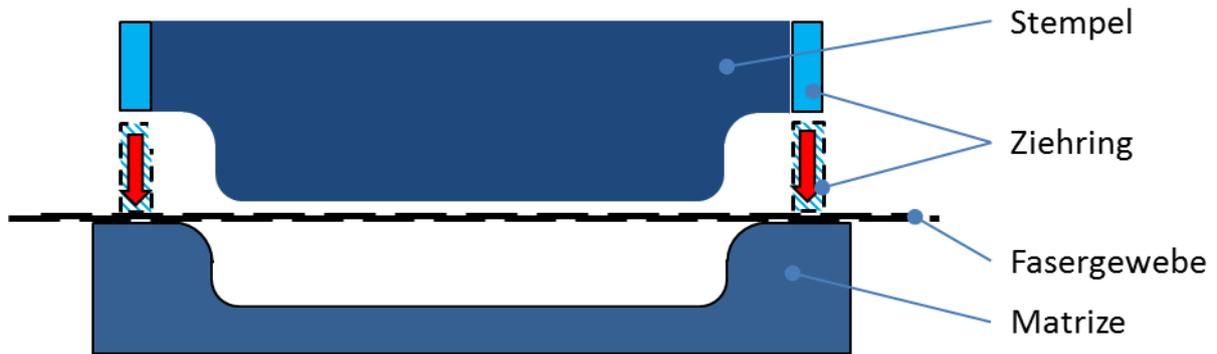


Abb. 13: Drapiermethode - Klassischer Umformprozess

Das zweite Verfahren ist die Umformung mittels einer Membrane [39, 42, 43, 44], das in Abbildung 14 dargestellt ist. Das feste Unterwerkzeug dient als Formgebungsmatrize. Auf der Oberseite befindet sich eine elastische Membrane, die durch rückseitigen Fluiddruck in Richtung Matrize gepresst wird und den Lagenzuschnitt bzw. mehrlagigen Fasergewebebestapel in die Vertiefungen presst. Zudem kann in der Unterform ein Vakuum erzeugt werden. Eine Erweiterung des Verfahrens stellt die Verwendung einer Doppelmembrane dar. Hierbei wird das Gewebe zwischen zwei Membranen eingelegt. Der Raum zwischen den beiden Membranen wird zunächst evakuiert und anschließend im eingespannten Zustand das Gewebe umgeformt [43, 44].

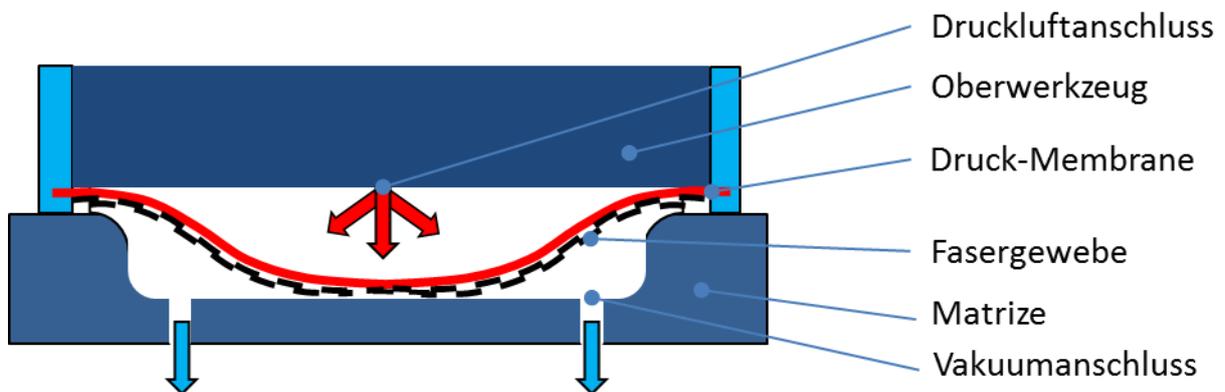


Abb. 14: Schema Formgebung mittels einer Membrane

Beim dritten Verfahren wird der Lagenzuschnitt bzw. mehrlagige Fasergewebebestapel über eine Vielzahl von segmentierten Umformstempeln in die Matrize eindrapiert [39, 45, 46, 47]. Hierbei können die einzelnen Umformstempel passend zu der zugeordneten Geometrie der Matrize in einem von der Senkrechten abweichenden Zustellwinkel angebracht werden (Abb. 15).

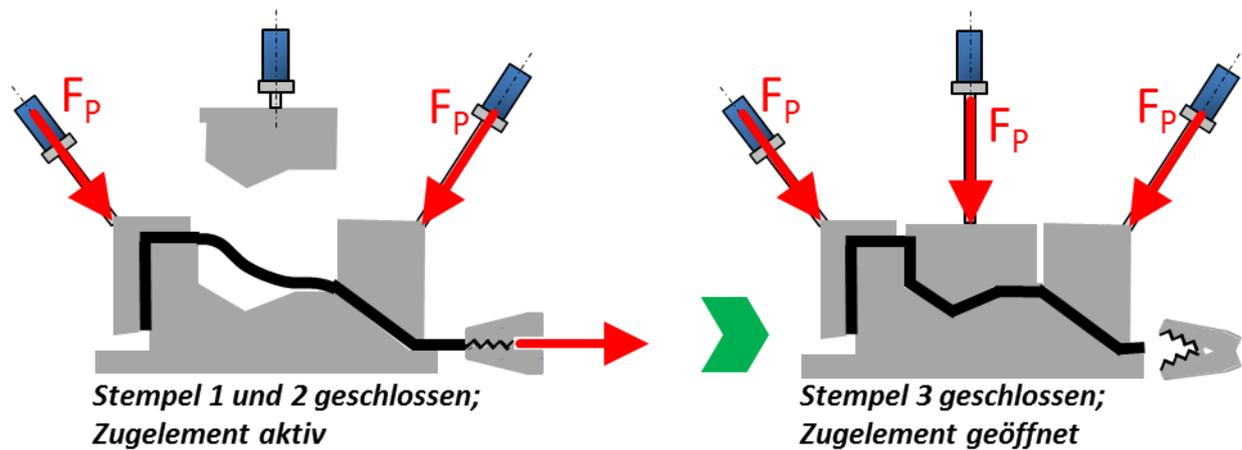


Abb. 15: Sequenzielles Drapieren mit Mehrfachstempeln [39, 45, 46, 47]

Ein weiterer Freiheitsgrad neben Segmentierung und Zustellwinkel ist die Reihenfolge der Stempelschließbewegung. Zudem können Membranspannungen im Gewebe über Spannleisten aufgebaut werden [46]. Auf die Aufführung weiterer, weniger verbreiteter Verfahren wird hier verzichtet.

### 3.5. Entstehung von Normalkräften beim Drapiervorgang

Bei allen Methoden zur Formgebung der Fasergewebe kommt es zu einer Interaktion zwischen den Umformelementen und dem Fasermaterial. Zudem wirken beim Umformen eines mehrlagigen Stapels von Gewebezuschnitten interlaminare Kräfte zwischen den einzelnen Lagen [48].

Die auf Elementarzelle (EZ) eines Gewebes wirkenden Kräfte und Momente sind in Abbildung 16 dargestellt. In der Ebene wirken die Scherkräfte ( $\vec{F}_{Sh1}$ ,  $\vec{F}_{Sh2}$ ) und die Zug- bzw. Druckkräfte ( $\vec{F}_1$ ,  $\vec{F}_2$ ) in Faserrichtung. Außerhalb der Faserebene können ferner die Biegemomente ( $M_{B1}$ ,  $M_{B2}$ ) und senkrecht zur Ebene Normalkräfte ( $\vec{F}_N$ ) auf das Gewebe wirken. Als Reaktion auf die Scherdeformation aus den Scherkräften entsteht an dem Kreuzungspunkt ein Schermoment ( $M_S$ ), dessen Höhe von den Reibverhältnissen und der Normalkraft ( $\vec{F}_N$ ) abhängt und damit einen Gleichgewichtszustand bildet [9].

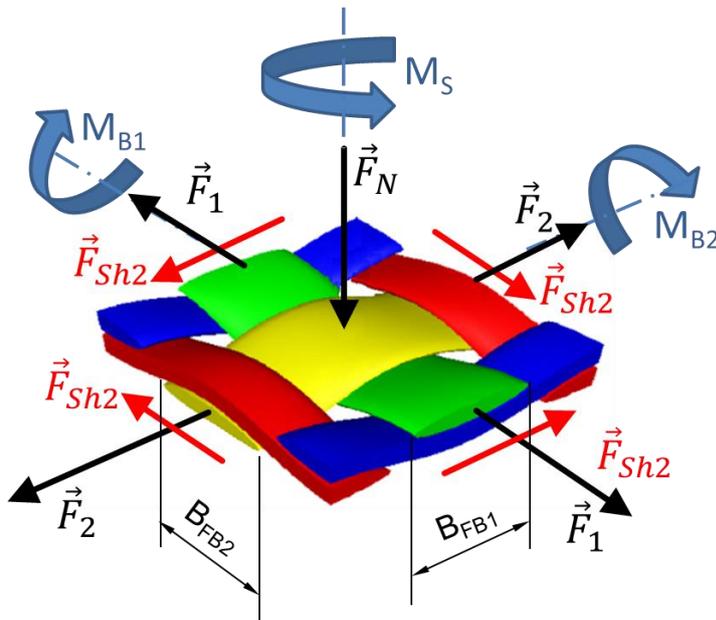


Abb. 16: Auf eine EZ wirkende Kräfte und Momente im Formprozess [9] mit Ergänzungen um  $M_S$ ,  $M_B$ ,  $\vec{F}_{Sh}$  und  $B_{FB}$

Die aktiven Umformkräfte, z.B. durch die Schließbewegung des Oberwerkzeuges, wirken in der Regel zunächst senkrecht (normal) auf das Gewebe und erzeugen eine Normalkraft  $\vec{F}_N$ . Es kommt zu einer Deformation des Gewebes, wodurch Relativbewegungen zwischen der Werkzeugwand und dem Gewebe, zwischen Ziehring und Gewebe sowie innerhalb des Gewebes entstehen können. Diese Relativbewegungen finden unter einer Normalkraft statt und es entstehen Reibkräfte, die zu Zugspannungen im Gewebe führen. Diese können je nach Krafrichtung und Hebelarm zu einer Scherdeformation führen, wodurch das Material in die gewünschte dreidimensionale Form gebracht werden kann [18].

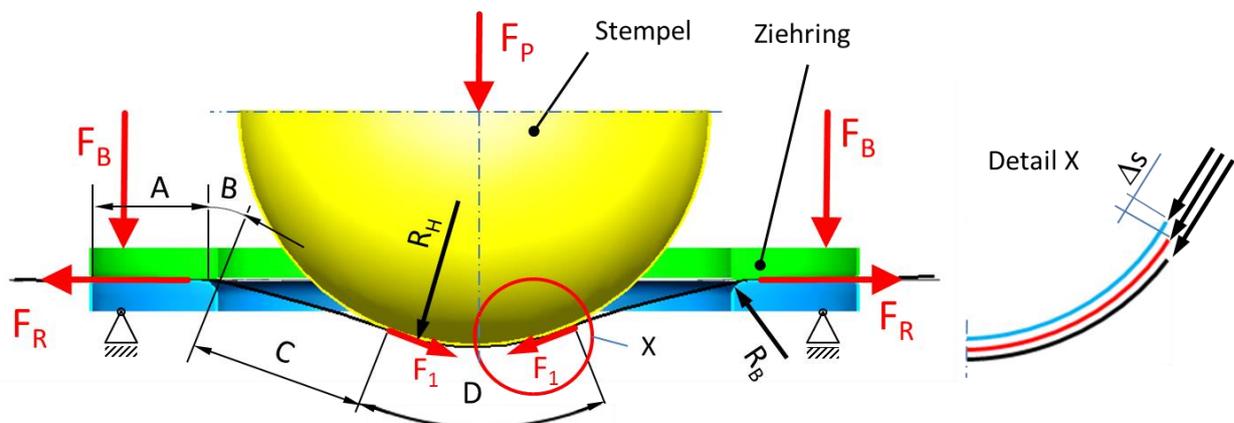


Abb. 17: Drapieren einer Halbkugel mit Stempel und Ziehring [18]

Am Beispiel des klassischen Umformprozesses mit einer Halbkugel [30, 49, 50, 51, 52] entsprechend Abbildung 17, sollen zunächst die wirkenden Kräfte und Relativbewegungen veranschaulicht werden. Durch die Schließbewegung des Stempels werden aktiv Umformkräfte auf das eingespannte Fasergewebe senkrecht zur Oberfläche aufgebracht. Unter dieser Normalkraft deformiert das Gewebe nach unten. In Faserrichtung bauen sich Zugspannungen  $\vec{F}_1 / \vec{F}_2$  auf. Unterhalb des Ziehtrings ist das Gewebe mit der Klemmkraft  $\vec{F}_B$  (siehe Abb. 17) eingespannt. Zwischen dem oberen und unteren Ziehring und dem Gewebe wirkt die Reibkraft  $\vec{F}_R$  den Zugspannungen entgegen. Wird die Haftreibung überschritten, beginnt das Gewebe sich einzuziehen und gleitet durch den Ziehring. An dem Radius  $R_B$  wird das unter Zugspannung stehende Gewebe umgelenkt. Hierdurch kommt es auch hier zu Normalkräften zwischen der Ziehringoberfläche und dem Gewebe und damit zu weiteren Reibkräften. Im Bereich C ist das Gewebe frei tragend. Durch die Zugspannung  $\vec{F}_1 / \vec{F}_2$  innerhalb des Gewebes kommt es durch die Faserondulation zu Normalkräften an den Kreuzungspunkten der Faserbündel. Diese Normalkraft führt zu einer Erhöhung des Scherwiderstandes, die in [9, 10, 16, 27, 35, 36, 53] detailliert untersucht wurde.

In Abbildung 18 ist die Faserondulation im Querschnitt durch ein Gewebe in Leinwandbindung schematisch dargestellt, sowie eine Mikrographieaufnahme [54].

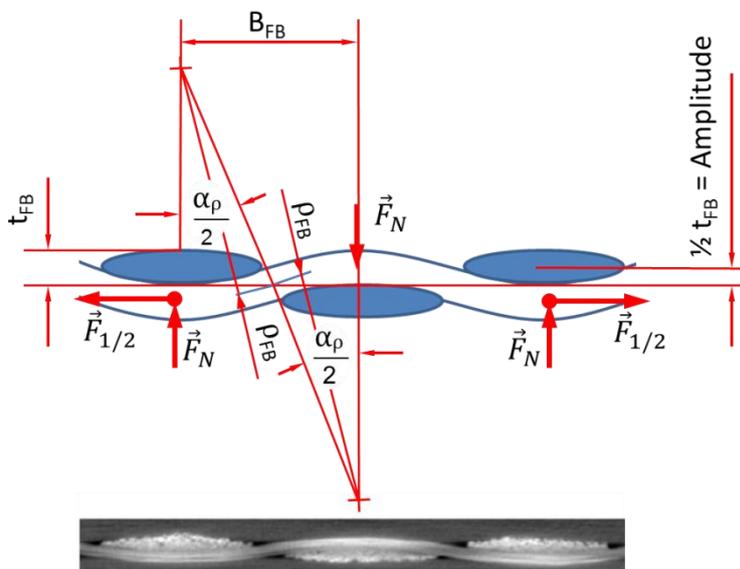


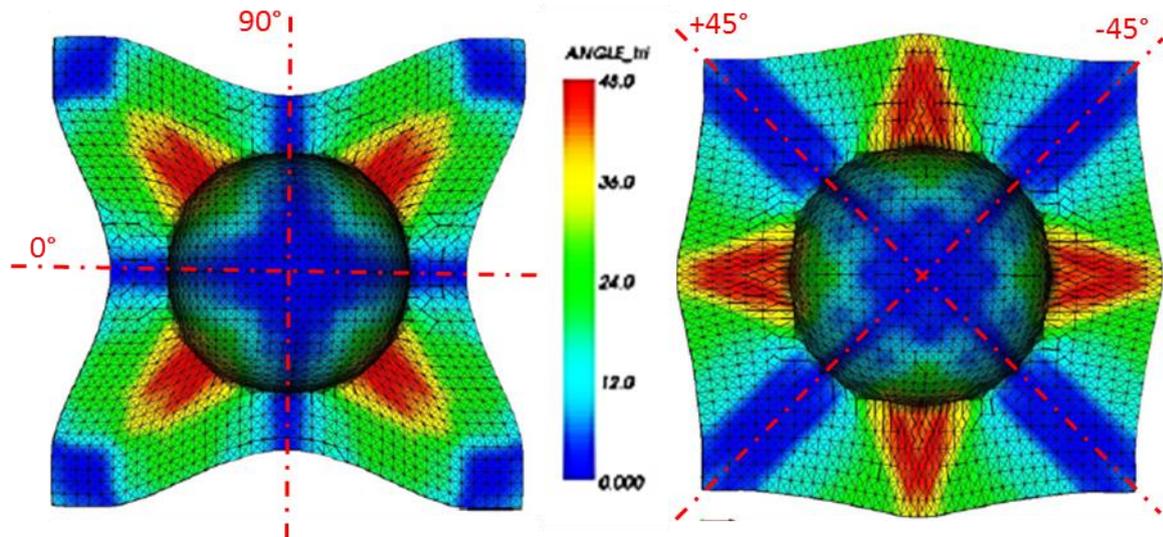
Abb. 18: Ondulation zwischen Kett- und Schussfaden; oben: Schema mit Bemaßung; unten: Mikrographie – Faserondulation und Linsenform der Faserbündel [54]

$\rho_{FB}$ :	Krümmungsradius Faserbündel	$\vec{F}_1 / \vec{F}_2$ :	Zugkraft in Faserrichtung
$\alpha_\rho$ :	Bogenwinkel der Ondulation	$\vec{F}_N$ :	Normalkraft
$B_{FB,1} / B_{FB,2}$ :	Breite der gespreizten Faserbündel	$t_{FB,1} / t_{FB,2}$ :	Dicke der Faserbündel

Die Herleitung der Gleichungen zur Berechnung der entstehenden Normalkräfte bei einer Umlenkung von unter Zugspannung stehenden Faserbündeln über einen Radius wird Anhang 1 im Detail wiedergegeben.

Im Bereich D wird das Material um den Konus umgelenkt. Hier wirken ebenfalls analog zum Bereich B Normalkräfte zwischen dem Gewebe und der Stempeloberfläche. Treten beim Drapieren Relativbewegungen zwischen der oberen Gewebelage und dem Konus auf, entstehen zusätzlich Reibkräfte. Bei der Umformung von einem mehrlagigen Gewebestapel nehmen die einzelnen Lagen unterschiedliche Umschlingungsradien ein. Die den Stempel bzw. die Ziehringoberfläche direkt berührende Gewebelage hat den kleinsten Umlenkradius. Die weiter außen liegenden Lagen sind zunehmend geringer gekrümmt. Durch die unterschiedlich gestreckten Längen der einzelnen Lagen kommt es bei der Umformung zu interlaminaren Relativbewegungen  $\Delta s$ , die ebenfalls reibbehaftet sind. Diese Relativbewegungen setzen sich auch außerhalb der Umlenkbereiche fort und führen zu einem Abgleiten benachbarten Schichten (Abb. 17 rechts) [18].

In der Regel sind die Einzellagen eines Gewebestapels in unterschiedlichen Faserorientierungen geschichtet, um z.B. einen quasi-isotropen Aufbau zu erhalten. Hierdurch kommt es zu weiteren Relativbewegungen zwischen den einzelnen Lagen. Die Drapierung der einzelnen Schichten erfolgt hauptsächlich durch Scherdeformation. In Faserrichtung findet nur eine geringe Längenänderung statt, die durch Streckung der Gewebe- Ondulation und durch die elastische Faserdehnung zustande kommt. In Richtung der Winkelhalbierenden zwischen den Kett- und Schussfäden findet die Scherdeformation statt, die zu erheblichen Längenänderungen führen kann. Dies führt an der Grenzschicht zwischen benachbarten Gewebeschichten unterschiedlicher Faserorientierung zu Relativbewegungen und damit zu interlaminarer Reibung [45]. Das unterschiedliche Einzugsverhalten in Abhängigkeit der Faserorientierung ist in Abbildung 19 anhand des Vergleichs zwischen einer Lage mit  $0/90^\circ$  Faserorientierung und einer Lage mit  $\pm 45^\circ$  Orientierung nach der Formgebung über eine Halbkugel entsprechend Abbildung 19 dargestellt [49]. In Faserrichtung sind in blau die Bereiche mit geringer Scherdeformation gut zu erkennen.



a.) Lage mit 0/90° Orientierung

b.) Lage mit +/-45° Orientierung

Abb. 19: Unterschiedliches Drapierverhalten in Abhängigkeit der Faserorientierung [49]

Die oben beschriebenen Reibkräfte führen zu einer Erhöhung der erforderlichen Umformkräfte und beeinflussen das Drapierverhalten der Fasergewebe. Neben der Reibung zwischen Formwerkzeug und Gewebe, sowie der interlaminaren Reibung zwischen den Gewebelagen ist zu erwarten, dass es auch zu einer Erhöhung des intralaminaren Scherwiderstandes in Abhängigkeit der Normalkraft kommt.

## 4. STAND DER FORSCHUNG ZUM REIBVERHALTEN VON CARBONFASERN

Bei der Scherdeformation von Gewebe kommt es zu reibungsbehafteten Relativbewegungen zwischen benachbarten Faserbündeln, die als Reaktion zu Reibkräften führen und Einfluss auf das Scherverhalten besitzen. Die zugspannungsabhängige Scherversteifung von Gewebe ist ein bekanntes Beispiel hierfür [5, 8, 10]. Zur Untersuchung des Scherverhaltens und der zugrunde liegenden Mechanismen sind daher detaillierte Kenntnisse des Reibverhaltens erforderlich. Im Folgenden wird der Stand der Forschung über das Reibverhalten von Faserhalbzeugen in verschiedenen Zustandsformen mit und ohne viskoelastisches Matrixmaterial dargelegt.

Durch reibungsbehaftete Relativbewegungen von Faser an Faser oder Faser an Werkzeugen kann es zu unerwünschten Schädigungen der Fasern oder Verschleiß an den Werkzeugen kommen. Zur Reduzierung der Reibkräfte und zum Schutz der Fasern wird im Herstellungsprozess eine Schlichte aufgetragen. Über die Schlichte kann zudem das Verhalten der Faser in den Folgeprozessen angepasst werden (Spreizverhalten, Benetzungsverhalten, Ankopplung an die Matrix) [55].

Das Reibverhalten von Carbonfaserrovings (Faserbündel) im Webprozess und die dabei entstehenden Faserschädigungen wird von [56, 57] näher untersucht. In zahlreichen Veröffentlichungen [57, 58, 59, 60] wird das Faser zu Faser Reibverhalten bei unterschiedlichen Kreuzungswinkeln entsprechend den im Webprozess vorkommenden Relativbewegungen untersucht. Die Reibung relativ zueinander bewegter Faserbündel des Typs T700SC-12000-50C in Abhängigkeit des Kreuzungswinkels, des Anpressdrucks und der Faserbündelbreite wird in [61] im Detail erforscht. Hierbei wird festgestellt, dass in Faserrichtung parallel zueinander bewegte Faserbündel die höchsten Inter-Faser Reibungskoeffizienten besitzen. Es wird angenommen, dass dieser Effekt durch das „Eingraben“ der Filamente an den Grenzflächen der Reibpartner zustande kommt. Mikroskopisch betrachtet weichen hierbei die Filament-Filament-Kontaktwinkel von den Flächennormalen ab und es entstehen höhere Kontaktkräfte und damit höhere Reibkräfte. Mit zunehmendem Kreuzungswinkel nimmt die Reibkraft bis zu einem Winkel von  $75^\circ$  ab und steigt bei  $90^\circ$  wieder leicht an. In der Arbeit von [60] wird ein mechanischer Ansatz zur Berechnung der theoretischen Kontaktfläche für parallel ( $0^\circ$ ), spitzwinklig ( $2^\circ$ ) und rechtwinklig ( $90^\circ$ ) kreuzende Filamente entwickelt und daraus die Kontaktflächen auf Mikroebene sich kreuzender Faserbündel bestimmt. Das Berechnungsergebnis stimmt bei parallel zueinander bewegter Faserbündel mit dem Messergebnis nur überein, wenn man einen kleinen Kreuzungswinkel von  $2^\circ$  annimmt, der effektiv ein „Eingraben“ verhindert.

In weiteren Versuchen wird in [59] u.a. das Reibverhalten von 3k und 12k Carbonfaserbündel mit und ohne Schlichte mittels eines Capstan Aufbaus untersucht. Bei der Capstan Reibwertmessung wird die Probe um  $180^\circ$  über eine angetriebene Walze umgelenkt. Ein Ende der Probe ist fest eingespannt und mit einem Kraftaufnehmer verbunden. Das andere Ende ist mit einem Gewicht versehen, das eine konstante Zugkraft in der Probe erzeugt. Mit Beginn der Rotation entsteht eine Reibkraft zwischen Walze und Probe, die als Änderung des Signals des Kraftaufnehmers erfasst wird. Bei der Ermittlung der Reibungskoeffizienten mit dem Capstan Versuchsaufbau ist zu beachten, dass sich die Zugkraft in der Probe über den Umschlingungswinkel ändert und entsprechend auch die Normalkraft eine Funktion in Abhängigkeit des Umschlingungswinkels ist.

In der Arbeit von [59] werden der Anpressdruck der Faserbündel, die Oberflächenrauigkeit der rotierenden Walze des Capstan Aufbaus und die Gleitpaarung variiert und hierbei die klimatischen Bedingungen (Temperatur und Feuchte) festgehalten. Darüber konnte der Einfluss der relativen Luftfeuchtigkeit bei Faser-Faser und Faser-Stahl Reibung ausgewertet werden. Die mit Schlichte versehenen Fasern sowie die Metalloberfläche der rotierenden Walze als Reibpartner hat hierbei eine Veränderung des Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit von der Feuchtigkeit gezeigt.

In der darauf aufbauenden Arbeit [58] wird das Reibverhalten zwischen einzelnen Faserbündel und Carbonfasergewebe in 5HS-Bindung jeweils mit thermisch entfernter Schlichte untersucht. Beide Materialien werden sowohl mittels des Capstan Versuchsaufbau mit rauer und glatter Walzenoberfläche ( $RMS_{\text{rauh}} = 1,1 \mu\text{m}$ ; ( $RMS_{\text{glatt}} = 0,11 \mu\text{m}$ ) als auch einem Plattenprüfstand mit beidseitig angepressten glatten Metallfolien ( $RMS = 0,11 \mu\text{m}$ ) untersucht. Der Fokus der Arbeit ist es, die mesoskopische Kontaktfläche des Gewebes zu ermitteln und die in [62] entwickelten mechanischen Kontaktmodelle zu verifizieren. Die dem Ansatz zugrunde liegende Adhäsionstheorie von [63, 64] wird hierdurch bestätigt. Neben der Oberflächenrauigkeit werden ferner die Parameter Anpressdruck, Gleitgeschwindigkeit und Orientierung des Gewebes zur Zugrichtung variiert. Eine qualitative Reduzierung der Reibungskoeffizienten mit höheren Normalkräften konnte ermittelt werden. Unter Berücksichtigung der mesoskopischen Kontaktdrücke werden mit der glatten Metallfläche deutlich höhere Reibungskoeffizienten ermittelt. Eine einheitliche Aussage über den Einfluss der Gleitgeschwindigkeit kann jedoch nicht festgestellt werden.

Die tatsächlich vorherrschende Kontaktfläche auf Makro- und Mesoebene und die Filament-Kontaktlänge auf Mikroebene zwischen den Carbonfasern und einer Glasplatte wird in [65] anhand einzelner Faserbündel bei Bewegung in Faserrichtung und in [66] anhand eines 2x2 Twill Gewebes bei einer Scherbewegung im Picture Frame untersucht. Hierbei wird jeweils der Anpressdruck variiert. Die Zunahme der Kontaktfläche auf Mikroebene kann hierbei

quantifiziert und eine gute Übereinstimmung mit der Adhäsionstheorie [63, 64] bestätigt werden.

In dem internationalen Benchmark Projekt [67] werden die verschiedenen Prüfmethode zur Messung der dynamischen Reibung von Polypropylen Twintex gegenübergestellt. Hierbei wird das visko-elastische Reibverhalten des Probenmaterials oberhalb der Schmelztemperatur untersucht sowie die Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von der Temperatur (Matrixviskosität), der Reibgeschwindigkeit und des Normaldruck ermittelt. Die Messergebnisse zeigen in allen Aspekten ein typisches Verhalten von visko-elastischer Reibung.

Das charakteristische Verhalten interlaminarer Gewebe-Gewebe Reibung wird in [68] für Glasfaser- sowie Carbonfasergewebe untersucht. Hierbei wird eine starke periodische Schwingung im Messsignal festgestellt, die von der mesoskopischen Struktur des Gewebes herrührt und mit der Flottierung des Gewebes dimensional übereinstimmt.

Das interlaminare Reibverhalten von unidirektionalen Epoxidharz-Carbonfaser-Prepreg-Tapegelegen mit einem Lagenaufbau von  $[0]_2T$  und  $[0/90/0]T$  wird in [69] untersucht. Aufgrund der Struktur des Tapegeleges besteht im Gegensatz zu Gewebe eine gleichmäßigere Normaldruckverteilung über die Probenfläche. Der Fokus in [69] liegt auf der zeitlichen Entwicklung der interlaminaren Scherkräfte in Anlehnung an den variothermen Prozess in der Produktion. Hierbei werden 3 Phasen des Anstiegs in den Scherkräften ermittelt, die nur teilweise scherratenabhängig sind. In der ersten Phase nach Start der Bewegung ist das visko-elastische Verhalten dominant. In der zweiten Phase liegt eine Mischreibung aus visko-elastischer und Festkörperreibung vor, die eine geringe Scherratenabhängigkeit aufweist. In der dritten Phase setzt die Gelierung des Harzes ein und führt zu einem raschen Anstieg der Viskosität. Die visko-elastische Reibung übernimmt hierdurch den dominierenden Anteil an der Scherspannung.

Dagegen wird in [70] die Veränderung im Reibverhalten bei unterschiedlichen Temperaturen, Normaldrücken und Schergeschwindigkeiten an unidirektionalen Epoxidharz-Carbonfaser-Prepregs untersucht. Hierbei wird eine hohe Anfangs-Schersteifigkeit festgestellt, die in eine zweite Phase mit deutlich reduzierter Schersteifigkeit übergeht. Es zeigt sich zudem, dass sich die anfangs harzreiche Oberflächenschicht in ihrer Schichtdicke zunehmend reduziert und das Harz in die faserreiche Mittelschicht des Prepregs fließt. In Folge dessen findet ein Übergang von überwiegend visko-elastischer Reibung in eine Mischreibung statt, die eine stärkere Abhängigkeit vom Normaldruck zeigt.

## **5. METHODENENTWICKLUNG ZUR CHARAKTERISIERUNG VON CARBONFASERGEWEBE UNTER NORMALKRAFT**

### **5.1. Zielsetzung**

Das Ziel dieses Kapitels ist die Entwicklung einer geeigneten Methode und dazugehörigen Prüfeinrichtung zur Ermittlung des Scherverhaltens von Carbonfasergewebe unter Normaldruck und Temperatur. Die Prüfeinrichtung soll dazu geeignet sein, die Parameter in einem Bereich einstellen zu können, die in der industriellen Anwendung üblich sind. Abschließend sollen mit der Prüfeinrichtung erste Messungen unter Variation relevanter Prozessparameter durchgeführt werden. Mit der Auswertung der Messergebnisse soll so die Eignung der Methode und des Prüfaufbaus nachgewiesen werden.

### **5.2. Methodenentwicklung zur Messung des Einflusses von Normalkräften auf das Scherverhalten von Gewebe**

Die Messung der Schercharakteristik soll mit einer bewährten Testmethode durchgeführt werden, die auch einen direkten Vergleich mit bereits durchgeführten Messungen ohne Normaldruck erlaubt. Auf der Basis von den zwei am weitesten verbreiteten Prüfmethoden, dem Picture Frame Test (PFT) und dem unidirektionalen Bias Extension Test (UBE) wird eine Prüfvorrichtung entwickelt, mit der der Verlauf der Scherkraft über den Scherwinkel unter Normalkraft und Temperatur gemessen werden kann. Die Messungen werden am Fraunhofer ICT in Pfinztal auf einer Universalprüfmaschine der Type "H&P Inspect Table 50/900W" durchgeführt.

#### **5.2.1. Material**

Für die Untersuchung wurde das folgende Carbonfasergewebe verwendet:

Hersteller:	Hexcel
Type:	Hexforce Prime Tex 48331C 1500 S 99,5%
Kettfaden:	T700SC 12K 50C
Schussfaden:	T700SC 12K 50C
Flächengewicht:	330 g/m <sup>2</sup>
Webart:	Leinwand Bindung

---

Fadenbreite:                                Soll: 2,05 Fäden/ cm; IST: Kette 1,98/Schuss 2,03 Fäden/ cm  
Binder Type:                                E01 Reaktivbinder

### **5.2.2. Prüfeinrichtung auf der Basis des Picture Frame Tests**

Zum Aufbau einer Normalkraft senkrecht zur Probenebene werden eine zustellbare vordere und eine stationäre hintere Druckplatte in einem Aufnahmerahmen eingebaut. Der Aufbau ist schematisch in Abbildung 20 dargestellt. Die zustellbare Druckplatte wird mit einem zentralen Druckzylinder bewegt. Der Zylinder hat einen Kolbendurchmesser von 32 mm und einen Hub von 100 mm. Der Anpressdruck wird hierbei mit einem digitalen Drucksensor gemessen. Die Druckeinstellung erfolgt über ein manuelles Druckbegrenzungsventil. Das Druckplattensystem ist für einen maximalen Normaldruck von 60 kPa bei einer Probengröße von 70 x 70 mm<sup>2</sup> ausgelegt. Dies entspricht dem maximalen Flächendruck, den die Umformstempel der industriellen Preformanlagen nach [45, 46, 47] auf das Material ausüben. Zur Vermeidung von Querkräften auf die Kolbenstange, ist der Zylinder mit einer doppelten Stangenführung ausgerüstet. Der PFT wird konventionell in die Prüfmaschine eingespannt. Die Messung der Zugkräfte erfolgt über einen 500 N Kraftaufnehmer, der am unteren Gelenkpunkt zwischen dem Tisch der Prüfmaschine und dem Scherrahmen sitzt. Bei der Scherprüfung mit dem PFT bewegt sich die Mitte der Probe mit der halben Geschwindigkeit der Prüfgeschwindigkeit nach oben. Um mit der Prüfeinrichtung ein zur Probenmitte symmetrisches Geschwindigkeitsprofil zwischen Probe und den Druckplatten zu erreichen, wird der Aufnahmerahmen der Druckplatten mit halber Geschwindigkeit mitbewegt. Dies wird über einen Flaschenzug mit einem Übersetzungsverhältnis von 2:1 erreicht. Der Aufnahmerahmen wird über vier diagonal angebrachte Führungsschlitzen (Gehäuselager OJUME-30 der Firma IGUS) realisiert, die in zwei Rundschienen (AWMU-30 der Firma IGUS) laufen. Der Hubantrieb erfolgt über die Bewegung der oberen Quertraverse der Prüfmaschine, der das Eigengewicht sowie die Führungsreibung aufnimmt. Die hierfür erforderliche Kraft hat keinen Einfluss auf das Messsignal des unten angebrachten Kraftaufnehmers. Die Beheizung der Probe erfolgt über die zustellbare vordere Druckplatte. Diese ist mit einer elektrischen Widerstandsheizung in Form eines inneren Heizmäanders ausgestattet. Die Temperatur wird in der Platte gemessen und geregelt. Die hintere Druckplatte ist aus Mineralglas optisch transparent. Die Beheizung erfolgt indirekt über die beheizte Druckplatte. Beim Aufheizprozess sowie vor jeder Messung werden die Druckplatten geschlossen, um beide Platten auf gleiche Temperatur zu halten. Über ein optisches Faserwinkelmesssystem des Herstellers Apodius (AVS - Apodius Vision System) kann während der Versuchsdurchführung der Scherwinkel der Probe erfasst werden.

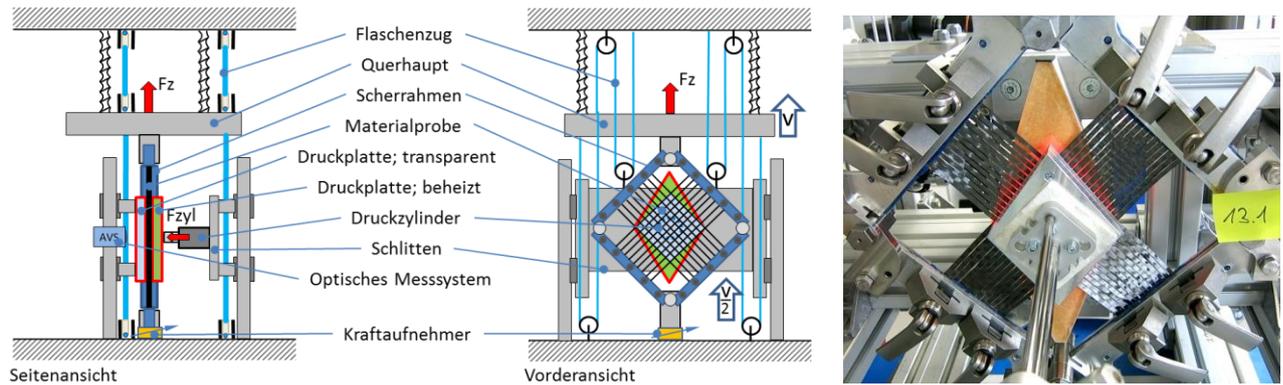


Abb. 20: Links: Schematische Darstellung der Prüfvorrichtung mit PFT und Druckplatten zum Aufbau einer Normalkraft und Temperierung der Probe.  
Rechts: Bild der Prüfeinrichtung mit PFT und eingespannter Probe

Der verwendete Scherrahmen besitzt eine Schenkellänge von 200 mm. Zur Reduzierung der Lagerreibung an den Gelenkpunkten des PFT sind Nadellager eingebaut. Für den sicheren Halt der Probe an den Schenkeln werden die nutenfreien Klemmleisten beidseitig mit einem aufgeklebten Latexband mit einer Dicke von 0,2 mm versehen. Die Klemmung erfolgt mit Schnellspannern über Kipphebel. In Abbildung 20 rechts ist der Versuchsaufbau mit dem PFT zu sehen. Hinter der eingespannten Probe befindet sich das AVS mit rot leuchtendem IR-Licht.

Beim PFT müssen die Druckplatten innerhalb des Scherrahmens liegen. Mit zunehmender Scherung reduziert sich die innere Breite des Scherrahmens. Die Druckplatten werden daher in einer Rautenform hergestellt, deren Geometrie derart gewählt wird, dass sich die Probe über den Scherwinkelmessbereich von  $0^\circ$  bis  $52,5^\circ$  immer vollständig innerhalb der Druckplatten befindet und ferner keine Kollision mit dem Scherrahmen auftritt. Die geometrischen Verhältnisse zwischen Probe, Druckplatten und Scherrahmen sind in Abbildung 21 dargestellt.

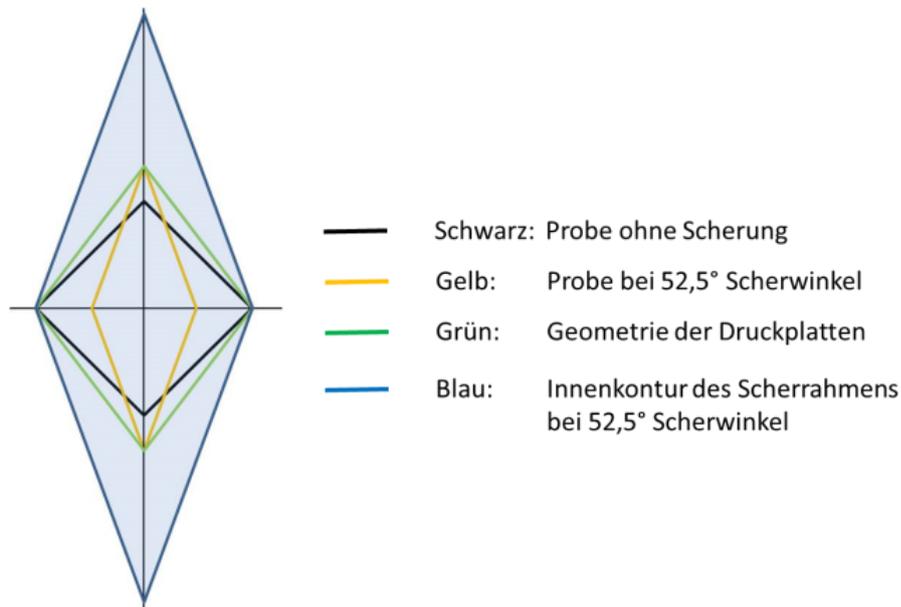


Abb. 21: Geometrie von Probe, Druckplatten und Scherrahmens, die einen kollisionsfreien Betrieb bis zu einem Scherwinkel von  $52,5^\circ$  erlaubt

Die Gewebeprobe für die PFT Versuche werden in der Zuschnittgröße  $250 \times 250 \text{ mm}^2$  von der Rolle geschnitten. Der innere Scherbereich mit einer Größe von  $70 \times 70 \text{ mm}^2$ , bestehend aus  $14 \times 14$  Faserbündel, wird durch die Entnahme der äußeren Faserbündel erzeugt. Die überstehenden Faserbündel (Arme) bilden die Verbindung zwischen dem Scherbereich und dem Scherrahmen (siehe Abb. 22). Die Faserbündel besitzen die halbe Dicke des Gewebes. Bei geschlossenen Druckplatten wirkt damit nur auf das Gewebe eine Normalkraft. Die überstehenden Arme unterliegen keiner Normalkraft.

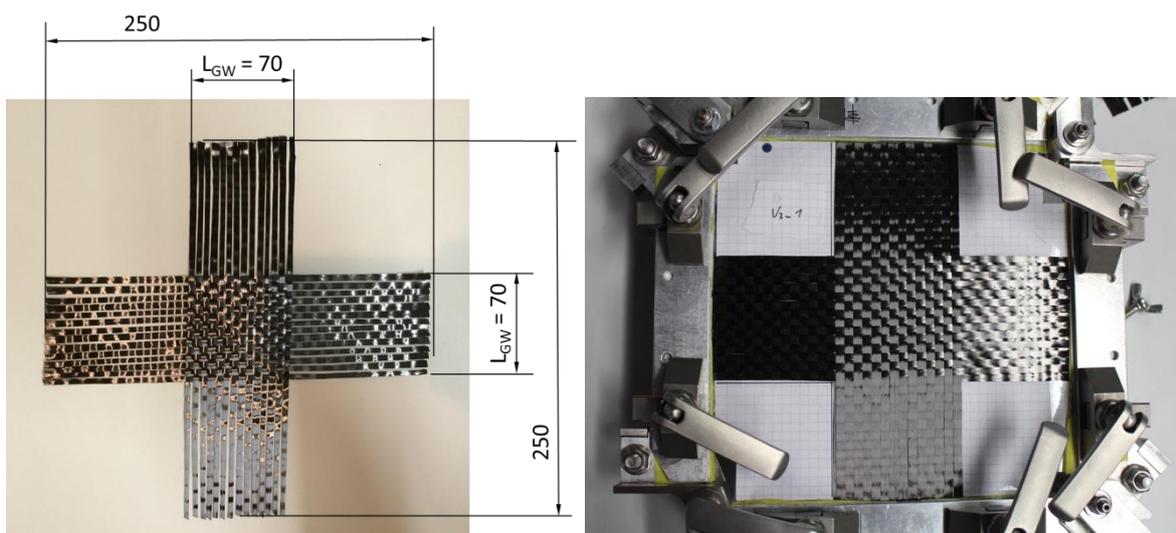


Abb. 22: PFT Gewebeprobe; links: Abmessungen Zuschnitt; rechts: eingespannt in PF

Um eine ungewollte Vorspannung oder eine Lose in den Faserbündeln zu vermeiden wird eine Auflageplatte für die Probe verwendet, die bündig mit der Klemmleiste des PFT ist und eine gemeinsame Ebene bildet (Abb. 23). Die Klemmleisten sind eben ohne Verzahnung aufgeführt, um ein ungewolltes einziehen der Probe beim Aufbringen der Klemmkraft zu vermeiden. Der PFT wird während dem Einsetzen der Probe und Einbau in die Prüfmaschine mit einem Halterahmen im rechten Winkel fixiert.

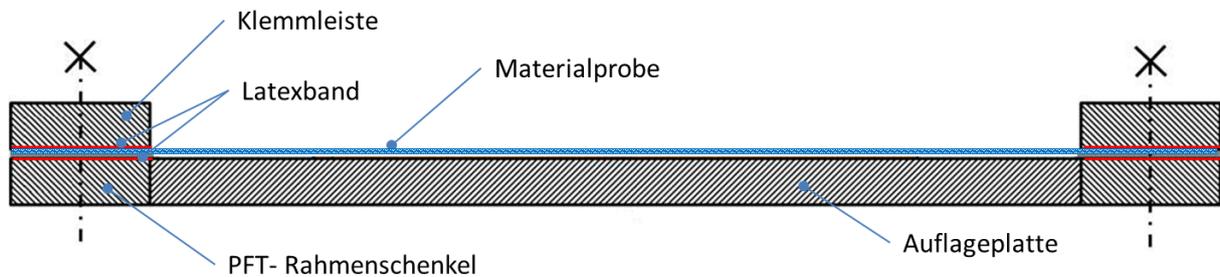


Abb. 23: Auflageplatte zur spielfreien Einspannung der Gewebeprobe in den PF

### 5.2.2.1. Versuchsplan – Eignungsprüfung auf Basis PFT

Zur Eignungsprüfung der Prüfeinrichtung auf der Basis des PFT werden die Parameter Normaldruck und Prüftemperatur variiert. Zur statistischen Absicherung werden bei allen Testreihen jeweils drei Messungen durchgeführt.

Tabelle 1: Versuchsplan für die Eignungsprüfung der Prüfeinrichtung auf Basis des PFT

Messreihe	Bezeichnung	Normaldruck $p_N$ [kPa]	Temperatur $T$ [C°]	Binder	Prüf- geschwindig. $v$ [mm/min]
Variation des Normaldrucks					
PFT1 (Referenz)	PFT1_p0/ T20/ 1L/ 1SB/ v20	0	20	E01	100
PFT2	PFT2_p30/ T20/ 1L/ 1SB/ v20	30	20	E01	100
PFT3	PFT3_p60/ T20/ 1L/ 1SB/ v20	60	20	E01	100
Variation der Temperatur					
PFT4	PFT4_p30/ T140/ 1L/ 1SB/ v20	30	140	E01	100

### 5.2.3. Prüfeinrichtung auf der Basis des unidirektionalen Bias Extension

#### Tests

Beim UBE erfolgt die Einspannung der Probe über eine obere und untere Klemmleiste. Er besitzt daher den Vorteil, dass es keine seitlichen Störkonturen gibt, die den Einsatz von

Druckplatten für den Aufbau von Normalkräften bei hohen Scherwinkeln behindern. Die Klemmleisten sind mit einem 0,2mm Latexband belegt und besitzen zusätzlich noch eine trapezförmige Nut und Feder zur Erhöhung der übertragbaren Zugkräfte. Der geringfügige Einzug des Gewebes beim Schließen der Klemmleisten, kann beim UBE zu keiner ungewollten Vorspannung der Probe führen, da der UBE keinen geschlossenen Rahmen besitzt und die Klemmleisten unabhängig voneinander sind.

Die Proben haben eine Zuschnittsgröße von 380mm Länge und 160mm Breite. Die freie Länge zwischen den Klemmleisten beträgt 320mm. Das Längen zu Breitenverhältnis beträgt damit 2:1, womit sich die in Kapitel 3.3.2 beschriebenen drei unterschiedlichen Scherbereiche ausbilden. Das Einspannen der Probe erfolgt über eine Hilfsvorrichtung, mit der die beiden Klemmleisten präzise auf Abstand, parallel und rechtwinklig zueinander, fixiert werden. Die Hilfsvorrichtung wird erst nach dem Einsetzen der Probe in der Prüfmaschine gelöst, um eine ungewollte Scherung der Probe bei der Handhabung zu vermeiden. Zur Aufnahme der Druckplatten wird der gleiche Aufnahmerahmen wie beim PFT verwendet. Aufgrund der größeren Abmessungen der Probe ist eine erheblich größere Normalkraft erforderlich. Diese wird über zwei Pneumatikzylinder mit je 50mm Kolbendurchmesser und 150mm Hub aufgebracht, deren Mittenabstand 160mm in Längsrichtung der Probe beträgt. Beide Zylinder besitzen wiederum eine doppelte Stangenführung. Die Druckluftversorgung mit Druckbegrenzungsventil, der Drucksensor, sowie das AVS Scherwinkelmesssystem sind identisch wie in Kapitel 5.2.2 beschrieben. Die Dicke der Druckplatten beträgt 13mm auf der Glasseite und 20mm auf der beheizten Aluminiumseite. Die Platten besitzen eine Breite von 160mm und eine Länge von 319mm. Damit verbleibt beidseitig ein Spalt von 0,5mm zwischen den Druckplatten und den Klemmleisten. Der schematische Aufbau wird in Abbildung 24 gezeigt.

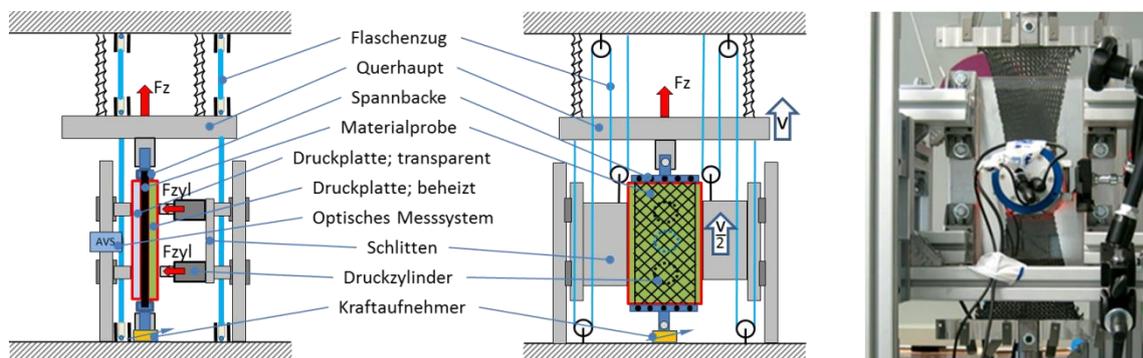


Abb. 24. Schematischer Aufbau der Prüfeinrichtung mit UBE

Im Gegensatz zum PFT mit Druckplatten, wird beim UBE die Probe beidseitig aus den Druckplatten herausgezogen (siehe Abb. 24 rechts). Mit zunehmendem Scherwinkel, sinkt

damit die Probenfläche innerhalb der Druckplatten und der Normaldruck steigt bei konstanter Normalkraft entsprechend an.

### 5.2.3.1. Versuchsplan unidirektionaler Bias Extension Test

In Tabelle 2 sind alle Versuche aufgeführt, die zur Eignungsprüfung der UBE basierten Prüfeinrichtung durchgeführt werden. Die Versuche werden mit einer Prüfgeschwindigkeit von 50 mm/min durchgeführt. Die im Vergleich zum PFT geringere Prüfgeschwindigkeit wird gewählt, um annähernd die gleiche Schergeschwindigkeit im Probenbereich II zu erhalten.

Tabelle 2: Versuchsplan für die Eignungsprüfung der Prüfeinrichtung auf Basis des UBE

Messreihe	Bezeichnung	Normaldruck $p_N$ [kPa]	Temperatur $T$ [C°]	Binder	Prüf- geschwindig. $v$ [mm/min]
Variation des Normaldrucks					
UBE1 (Referenz)	UBE1_p0/ T20/ 1L/ 1SB/ v50	0	20	E01	50
UBE2	UBE2_p6/ T20/ 1L/ 1SB/ v50	6	20	E01	50
UBE3	UBE1_p12/ T20/ 1L/ 1SB/ v50	12	20	E01	50

### 5.2.4. Reduzierung der Probenfläche unter Normalkraft bei Scherung

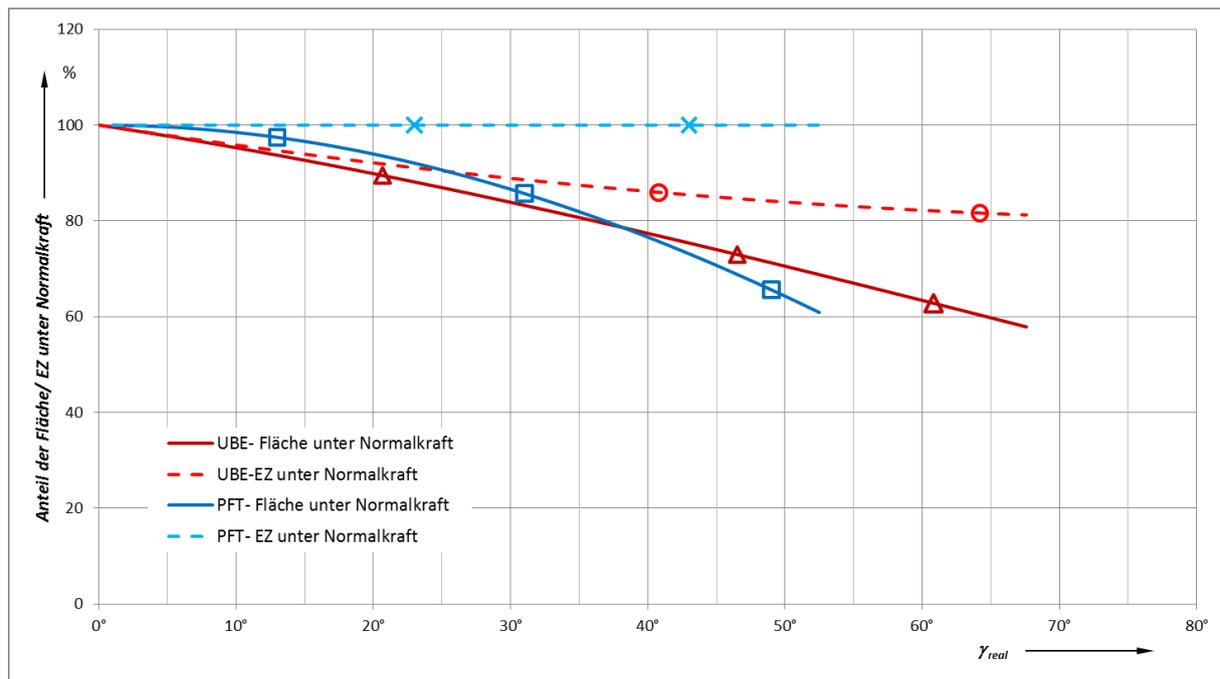


Abb. 25: Reduzierung der Probenfläche und Anzahl EZ innerhalb der Druckplatten

Beim PFT bleibt die Probe während der Messung vollständig innerhalb der Druckplatten. Dennoch reduziert sich der effektive Flächeninhalt der Probe bei zunehmendem Scherwinkel aufgrund der Scherung des Gewebes. Beim UBE findet dies ebenfalls statt. Darüber hinaus wird beim UBE ein Teil der Probe aus den Druckplatten herausgezogen. Die Reduzierung der Fläche ist daher entsprechend größer. Bezogen auf eine Gewebe Elementarzelle (EZ) bleibt beim PFT die Kraft konstant. Beim UBE steigt jedoch die Kraft pro EZ an. Für den PFT und UBE sind die Flächenreduzierung sowie die Reduzierung der Anzahl Kreuzungspunkte über den Scherwinkel in Abbildung 25 gegenübergestellt

Die Gleichungen zur Berechnung der Flächenanteile sind in Anhang 2 im Detail aufgeführt.

### **5.3. Ergebnisse der Funktionstests**

Nach dem Aufbau der Prüfeinrichtung mit dem Druckplattensystem entsprechend Kapitel 5.2, werden zunächst drei Probeläufe mit dem PFT ohne Probe durchgeführt. Die Trockenläufe ergeben eine vernachlässigbar kleine Zugkraft an dem Kraftaufnehmer von maximal 0,1 N. Zu Beginn von jedem Test wird der Kraftaufnehmer kalibriert.

#### **5.3.1. Ergebnisse mit Picture Frame Tests (PFT)**

Bei der ersten Messreihe mit dem PFT wird die Normalkraft während der Scherprüfung variiert. Mit der Messung PFT1 wird zunächst der Scherkraftverlauf ohne Normaldruck aufgezeichnet. Diese Messung dient als Referenz, um den Einfluss der Normalkraft auf die Schercharakteristik eindeutig erfassen zu können. Mit der Messung PFT2 wird die Probe mit einem Normaldruck von 30 kPa beaufschlagt. Danach folgt die Messung PFT3 mit einem doppelt so hohen Normaldruck von 60 kPa. Alle drei Messungen werden bei Raumtemperatur durchgeführt. Die Ergebnisse der Messreihe sind in Abbildung 26 als NSF über den Scherwinkel dargestellt. Die NSF Werte werden an dieser Stelle ohne Abzug der Wandreibung zwischen Probe und den beiden Druckplatten berechnet. Die durchgezogenen Kurven sind jeweils die NSF über den Scherwinkel des Scherrahmens (theoretischer Scherwinkel der Probe – abgekürzt „\_th.“) und die gestrichelten Kurven die NSF über den realen Scherwinkel (abgekürzt „\_real“). Der reale Scherwinkel wird mit dem AVS in Probenmitte gemessen. Die Standardabweichungen sind jeweils durch Querstriche gekennzeichnet.

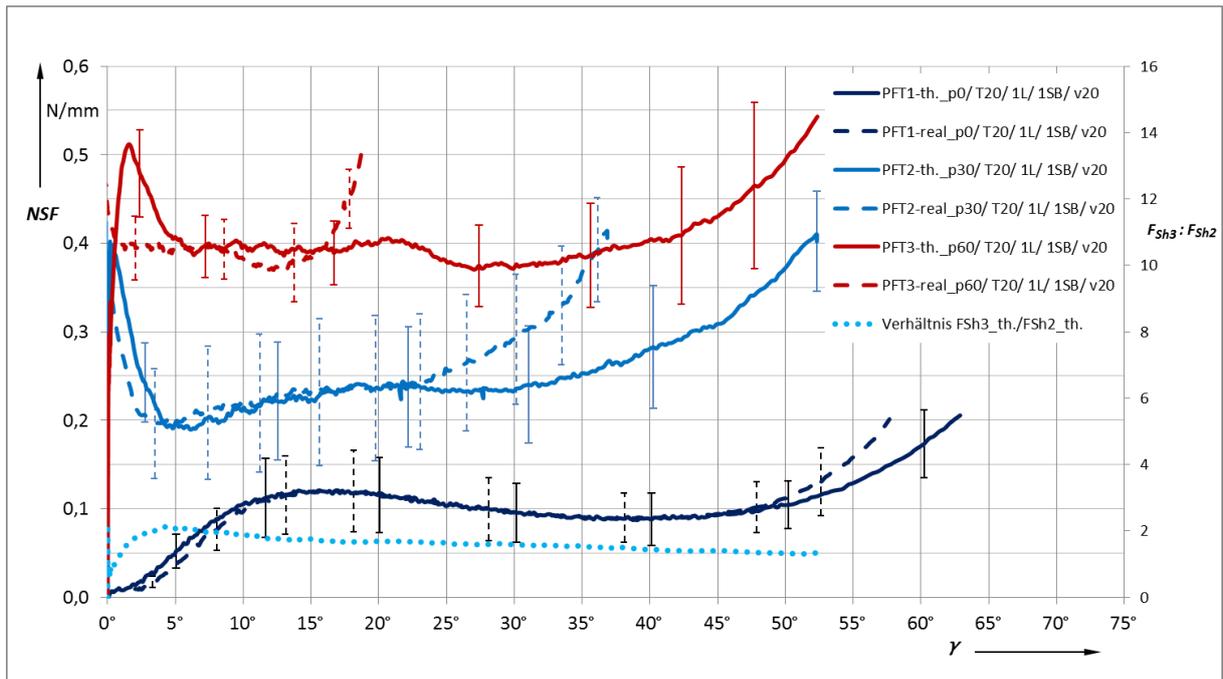


Abb. 26: Normierter Scherkraftverlauf (NSF) beim PFT mit verschiedenen Normalkräften bei Raumtemperatur

Im nächsten Schritt wird die Temperatur der Probe variiert. Die Messung PFT4 wird bei einer Temperatur von 140 °C durchgeführt. Der Normaldruck auf der Probe ist hierbei 30 kPa. Aufgrund der hohen Temperatur sind die Binderpartikel auf dem Gewebe im Schmelzbereich. In dem Diagramm in Abbildung 27 wird das Ergebnis aus PFT4 direkt verglichen mit der Messung PFT2, die mit dem gleichen Normaldruck bei Raumtemperatur durchgeführt wird.

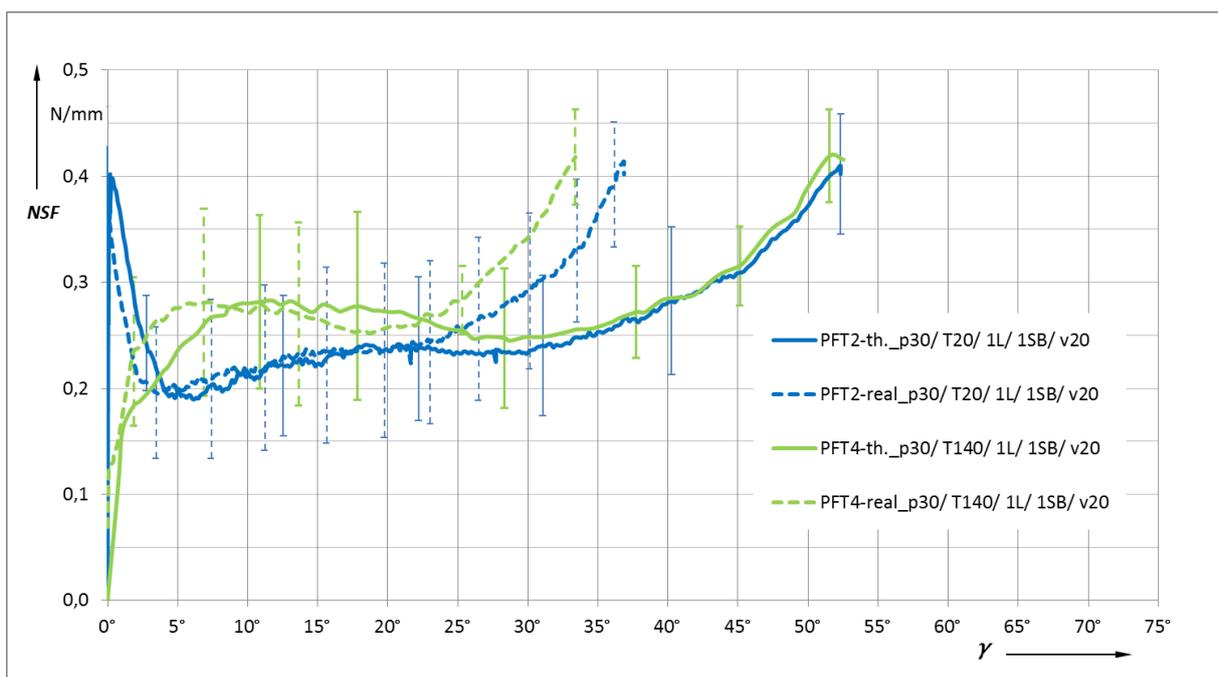


Abb. 27: Normierter Scherkraftverlauf (NSF) beim PFT bei 20 °C und 140 °C bei  $p_N = 30$  kPa

### 5.3.2. Ergebnisse des unidirektionalen Bias Extension Tests (UBE)

In Abbildung 28 sind die Ergebnisse der UBE Messungen bei Variation der Normalkraft dargestellt. Mit der Messung UBE1 wird auch hier zunächst eine Referenzmessung ohne Normaldruck durchgeführt. Darauf folgt mit UBE2 eine Messung bei 6 kPa Normaldruck und mit UBE3 eine Messung bei 12 kPa. Wie beim PFT werden auch hier die Scherkräfte über den theoretischen und realen Scherwinkel aufgetragen.

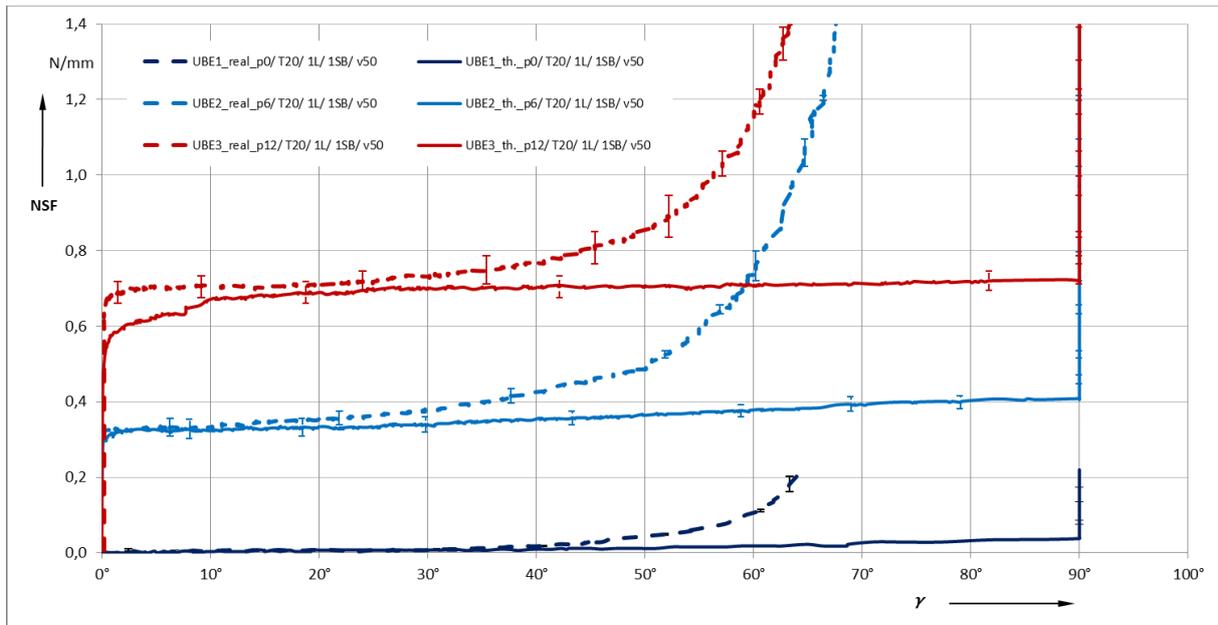


Abb. 28: Normierter Scherkraftverlauf (NSF) beim UBE bei verschiedenen Normaldrücken

Die gemessenen Zugkräfte der Prüfmaschine werden mit der Gleichung (11) aus Kapitel 3.3.2 in normierte Scherkräfte umgerechnet, die bezogen sind auf den Bereich II der Probe.

Mit dem UBE waren keine Messungen bei höheren Normaldrücken sowie bei Temperaturen im Schmelzbereich des Binders möglich. Die erforderlichen Scherkräfte sind zu hoch und haben am oberen und unteren Ende der Probe im Bereich III zu einem unmittelbaren Durchrutschen der Faserbündel und Abriss der Probe geführt.

### 5.4. Diskussion der Ergebnisse

Die durchgeführten Versuche mit dem modifizierten PFT und UBE zeigen eine starke Abhängigkeit der resultierenden Scherkräfte von dem Niveau des Normaldrucks. Die Ergebnisse erlauben noch keine Aussage über die einzelnen Anteile aus denen sich die zusätzliche Scherkraft zusammensetzt. Ein signifikanter Anteil wird durch die Reibung der

Probe gegen die Druckplatten entstehen. Der Anstieg der Messkurven verhält sich nicht proportional zur Normalkraft und verändert sich zudem über den Verlauf des Scherwinkels. Daher kann man davon ausgehen, dass auch die intralaminaren Scherkräfte ansteigen und einen Anteil dazu beitragen.

#### **5.4.1. Interpretation der Ergebnisse des Prüfstands mit PFT**

Im Vergleich zu dem Scherkraftverlauf der PFT1 Messung ohne Normaldruck, steigt die Scherkraft mit 30 kPa signifikant an. Die Erhöhung auf 60 kPa bringt einen weiteren Anstieg mit sich, der aber über den Verlauf kein konstantes Vielfaches der PFT2 Messung ist. Das Verhältnis der Scherkräfte PFT2 zu PFT3 ist auf der Sekundärachse in Abbildung 26 aufgetragen. Zu Beginn der Messungen bilden sich bei PFT2 und PFT3 Scherkraftmaxima aus, die wahrscheinlich durch den Übergang von Haftreibung in Gleitreibung entstehen. Das Anfangsmaximum der PFT3 Messung liegt nur um 28 % höher als bei der Messung PFT2. Ab ca. 5° Scherwinkel beträgt das Verhältnis Faktor 2 und fällt danach stetig bis auf den Faktor 1,3 bei 52,5° Scherwinkel. Auffällig ist auch, dass der reale Scherwinkel, gemessen im Zentrum der Probe, mit zunehmendem Normaldruck stärker vom Scherwinkel des Scherrahmens abweicht. Zu Beginn jeder Messung stimmen realer Scherwinkel und theoretischer Scherwinkel zunächst überein. Die Divergenz tritt erst ab einem Grenzwinkel auf, an dem sich die beiden Kurven sichtbar trennen. Der Grenzwinkel beträgt bei PFT1 ohne Normaldruck 50°, bei PFT2 mit 30 kPa Normaldruck 22° und bei PFT3 mit 60 kPa Normaldruck 15°. Weshalb der Grenzwinkel abhängig vom Normaldruck ist, lässt sich aus den Ergebnissen nicht ermitteln. Der Grenzwinkel als Übergang in den Scherversteifungsbereich wird in der Literatur als der Scherwinkel angesehen, ab dem sich benachbarte Faserbündel berühren und die weitere Scherung mit einer Kompression der Faserbündel quer zur Faserrichtung einhergeht [14, 23]. Die Auswertung der Mikrographieaufnahmen mit dem AVS zeigt, dass keine Korrelation zwischen dem Schließen der Lücken und dem Grenzwinkel vorliegt (siehe Abbildungen 29 bis 31).

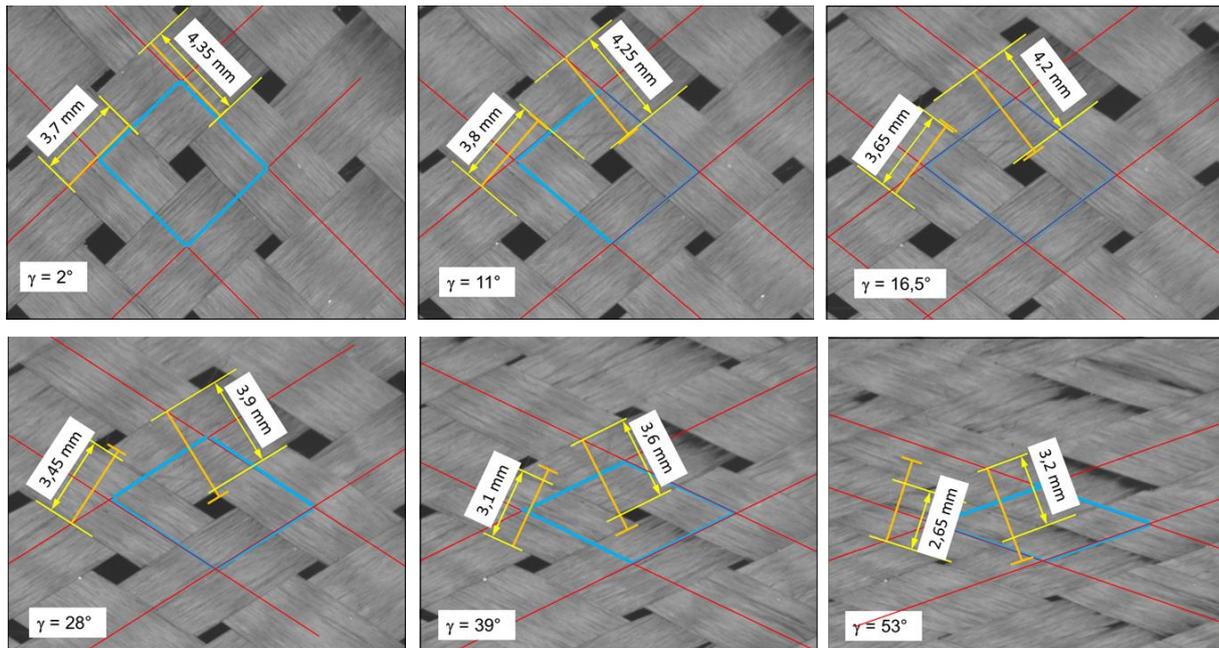


Abb. 29: Mikrographieaufnahmen Verlauf der Scherung Messung PFT1-1 ohne Normaldruck. Rot: Mittenabstand der Faserbündel; Blau: EZ; Orange: Ursprungsbreite  $B_{FB}$ ; Gelb: gemessene Breite  $B_{FB}$ ; Grenzwinkel  $50^\circ$

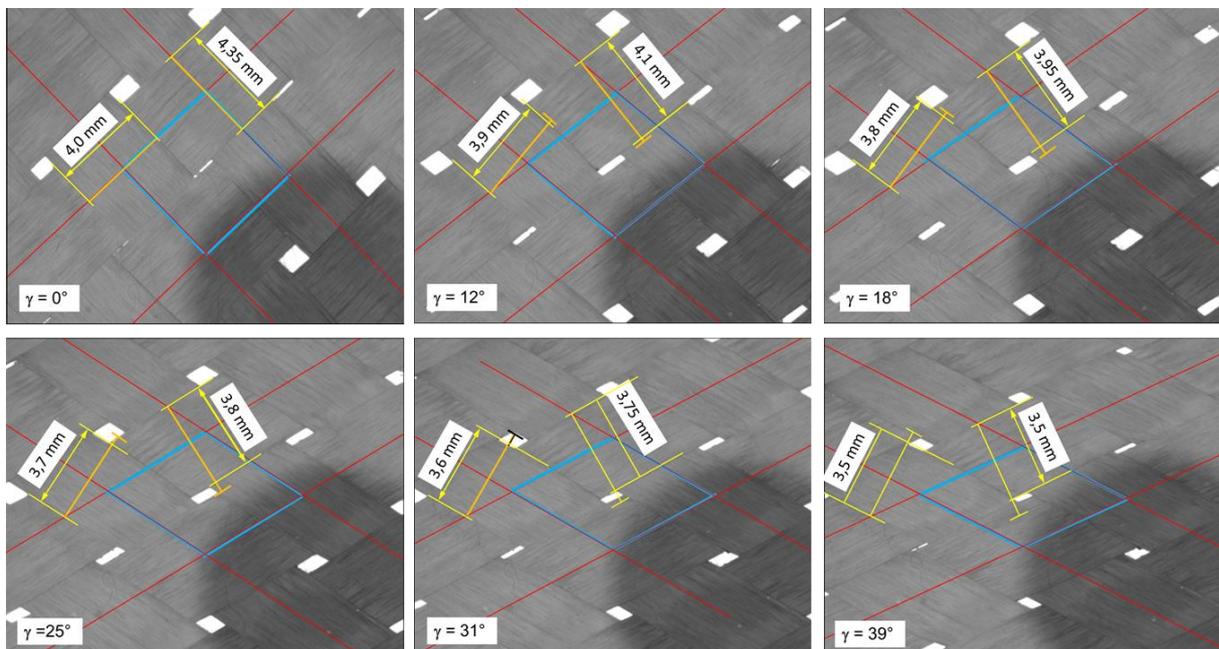


Abb. 30: Mikrographieaufnahmen Verlauf der Scherung Messung PFT2-1 bei 30 kPa Normaldruck. Rot: Mittenabstand der Faserbündel; Blau: EZ; Orange: Ursprungsbreite  $B_{FB}$ ; Gelb: gemessene Breite  $B_{FB}$ ; Grenzwinkel  $22^\circ$

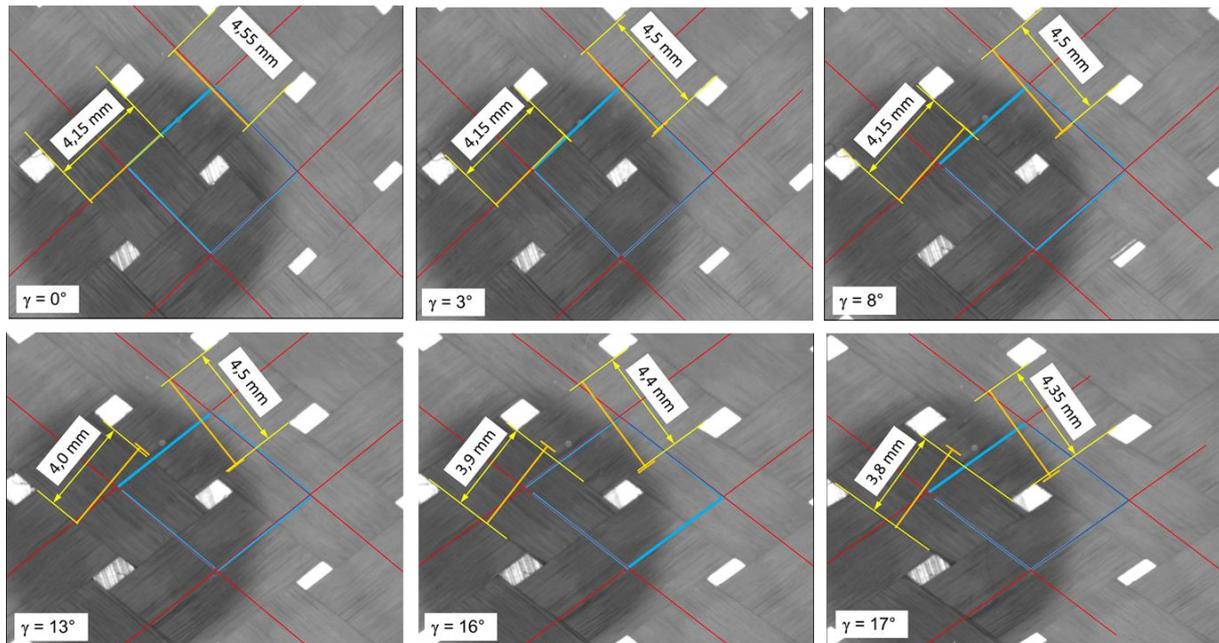


Abb. 31: Mikrographieaufnahmen Verlauf der Scherung Messung PFT3-1 bei 60 kPa Normaldruck. Rot: Mittenabstand der Faserbündel; Blau: EZ; Orange: Ursprungsbreite  $B_{FB}$ ; Gelb: gemessene Breite  $B_{FB}$ ; Grenzwinkel  $15^\circ$

Bei allen drei Messungen sind vergleichbare Lücken zwischen benachbarten Faserbündeln über den Verlauf der Scherung zu erkennen. Die Lücken schließen sich in Abhängigkeit vom Scherwinkel und weisen keine erkennbare Abhängigkeit vom Normaldruck auf. Zum Beispiel sind in Abbildung 30 bei der Messreihe PFT2 mit 30 kPa bei  $39^\circ$  Scherwinkel vergleichbare Lücken vorhanden wie bei PFT1 ohne Normaldruck bei  $39^\circ$  Scherwinkel (Abb. 29). Bei den oben genannten Grenzwinkeln, bei denen die Scherkräfte steil ansteigen, sind die Lücken offen und keine Auffälligkeiten in der Gewebestruktur zu erkennen. Aus der Untersuchung geht hervor, dass bereits im frühen Stadium der Scherbewegung bei allen drei Messreihen eine Breitenreduzierung und damit eine Querkompression der Faserbündel auftritt. In der Arbeit von [23] wird dieser Effekt auf die feste Einspannung der Faserbündel am PF Schenkel zurückgeführt. Die Querkompression findet damit unabhängig von der direkten physikalischen Berührung benachbarter Faserbündel statt. In einzelnen Fällen sind zu Beginn der Messung die Lücken links und rechts eines Faserbündels asymmetrisch. Mit der Scherbewegung bewegt sich das außermittig liegende Faserbündel in Richtung Mitte (siehe Abb. 30). Es wird vermutet, dass die Ondulation der Faserbündel diese Zentrierung bewirkt. In Kapitel 3.5, Abbildung 18 ist eine Mikrographieaufnahme eines Gewebequerschnitts abgebildet. Die Faserbündel besitzen einen linsenförmigen Querschnitt. Die Ondulation der Faserbündel weist einen sinusartigen Verlauf auf. Dieser Sinusverlauf begünstigt die Zentrierwirkung. Es ist zu erwarten, dass die Linsenform unter der Normalkraft der

Druckplatten nivelliert wird, wodurch sich auch die Ondulation in seinem Verlauf ändert. Ein flacherer rechteckiger Querschnitt würde an den Kanten der Faserbündel zu steileren Ondulationsverläufen führen. Unter Normaldruck kann dies bereits vor dem Schließen der Lücken zu einer erheblich höheren Querkraft führen. In Abbildung 32 wird diese Hypothese schematisch dargestellt.

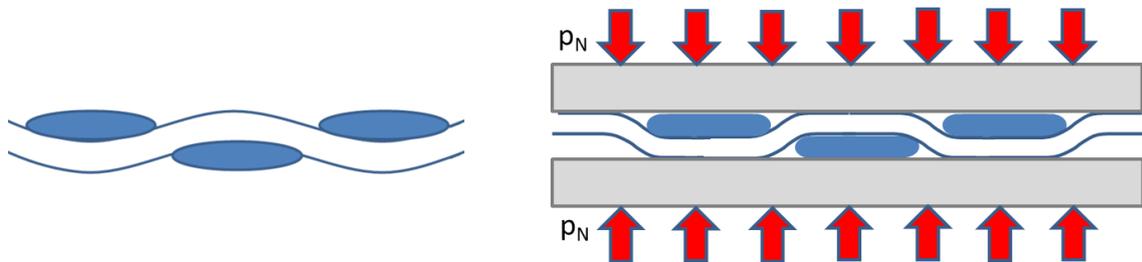


Abb. 32: Hypothetische Veränderung der Querschnittsform und Ondulation der Faserbündel unter Normaldruck. Links: ohne Normaldruck; Rechts: mit Normaldruck

In der Arbeit von [23] wird der Beginn der Scherversteifung mit der Kompaktierung der Faserbündel (inter-fiber-spacing) in Verbindung gebracht. Sobald alle Mikroporen in den Faserbündeln geschlossen sind, ist keine weitere Kompaktierung mehr möglich und der Scherwiderstand steigt signifikant an. Dies würde auch die Ursache für die Abhängigkeit des Grenzwinkels vom Normaldruck erklären. Der Normaldruck führt zu Beginn der Messung bereits zu einer Kompaktierung der Faserbündel.

Mit der Variation der Temperatur zeigt sich der Einfluss des aufgeschmolzenen Binders auf das Scherverhalten. Der Binder ist nur einseitig auf dem Gewebe und der Aluminium Druckplatte zugewandt. Wie in Abbildung 27 zu sehen ist, zeigt die Messkurve PFT4 kein ausgeprägtes Anfangsmaximum auf. Nach dem Anfangsmaximum fällt die Kurve wieder ab und steigt anschließend auf ein Niveau an, das über dem Niveau der PFT3 Messung bei Raumtemperatur liegt. Vergleicht man den Verlauf über den theoretischen und realen Scherwinkel, erkennt man, dass bis zu einem Scherwinkel von ca.  $4^\circ$ , die Probe sich nicht schert. In diesem Bereich wird zunächst die Ondulation gestreckt und die Probe gespannt. Der Übergang in den Scherversteifungsbereich liegt bei PFT4 bei ca.  $20^\circ$ . Dies entspricht annähernd dem Grenzwinkel von PFT2 bei Raumtemperatur und gleichem Normaldruck.

Aus den PFT Messungen geht hervor, dass mit zunehmendem Scherwinkel eine signifikante Differenz zwischen dem Scherwinkel des Scherrahmens und der Probe vorhanden ist. Die Probe schert nicht parallel zum Scherrahmen. Dies deckt sich mit der Untersuchung von [10]. Ein kleiner Anteil hiervon liegt im Streckverhalten der Ondulation des Gewebes begründet. Darüber hinaus kommt es zu einem gegeneinander Abgleiten der Faserbündel

(inter-tow slip). Die Faserbündel auf der dem Kraftangriffspunkt zugewandten Hälfte der Schenkel übertragen die Scherkräfte in Form von Zugkräfte an die Probe. Die Faserbündel auf der zum Zentrum gerichteten Schenkelhälfte werden bei der Scherung schlaff und stehen unter keiner Zugspannung. Übersteigt die Schubkraft benachbarter Faserbündeln die Auszugskraft, kommt es zum Abgleiten der Faserbündel. In Abbildung 33 ist die Probe PFT3-2 nach der Messung abgebildet. Hier sieht man deutlich wie die Faserbündel nach der Entnahme aus den Klemmleisten zueinander verschoben liegen.

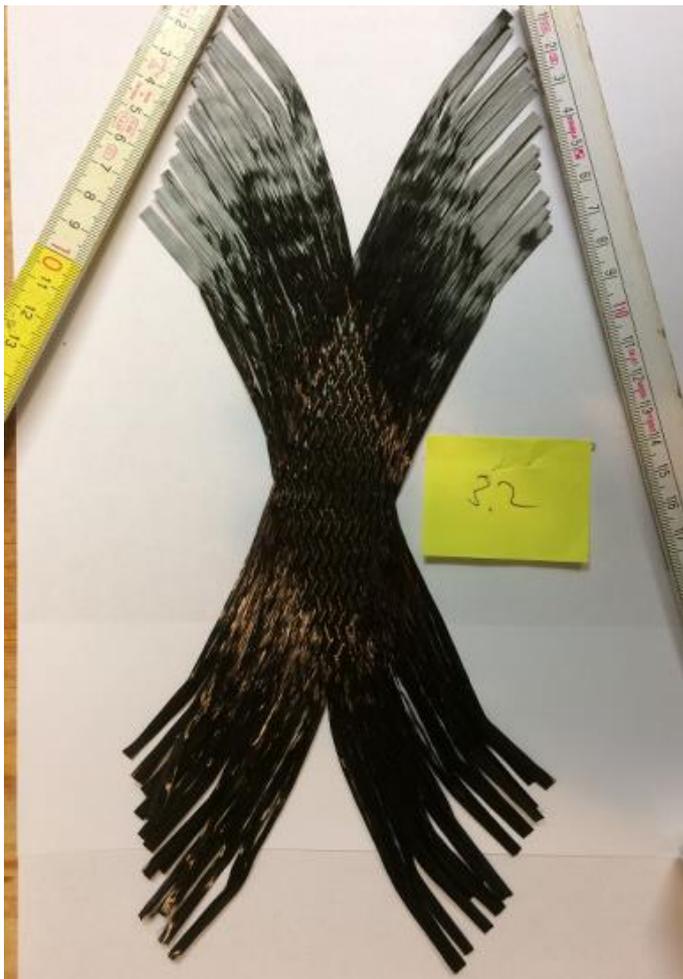


Abb. 33: Probe der Messung PFT3-2 nach der Prüfung. Der sichtbare Versatz zwischen der Zugseite und der Druckseite entsteht durch paralleles Abgleiten der Faserbündel

In Abbildung 34 ist der Vorgang schematisch dargestellt. Mit zunehmendem Abgleiten der Faserbündel erhöht sich die Winkelabweichung zwischen PF und Probe. Am Beispiel der Messung PFT3 ergibt sich am Ende der Messung eine erforderliche Länge des oberen Faserbündels von 8,8 mm die zum Ausgleich der Parallelitätsabweichung erforderlich ist.

Das untere Ende (schlaaffe Seite) verkürzt sich um 3,9 mm, kann also 3,9 mm abgeben, bevor es wieder unter Spannung kommt. Die Differenz muss durch Längenänderung (Dehnung + Streckung der Ondulation) oder durch Durchrutschen aus den Klemmleisten kompensiert werden. Dieser Wert deckt sich mit den gemessenen 4mm Parallelverschiebung zwischen Faserbündel 1 und Faserbündel 14 der Probe 3-2. Die Winkelabweichung zwischen Scherrahmen und Probe führt aber nur zu einer geringen Abweichung zwischen der berechneten Scherkraft nach Gleichung (8) in Kapitel 3.3.1 und der tatsächlichen Scherkraft an der Probe. Mit den Gleichungen (12- 24) kann die Umrechnung der Zugkraft am PFT auf die Scherkraft an der Probe unter Verwendung des theoretischen Scherwinkels des Scherrahmens und dem realen Scherwinkel der Probe erfolgen. Im oben genannten Beispiel beträgt die Abweichung - 0,96 %. Die Herleitung der Gleichung (12- 24) ist im Anhang 3 ausführlich dokumentiert. In Abbildung 35 ist die prozentuale Abweichung (Reduktion) der Scherkraft an der Probe als Kurvenschar über die Scherwinkeldifferenz  $\Delta\gamma$  zwischen PF und Gewebeprobe aufgetragen. Bei allen Messungen mit dem PFT weist die Probe über die gesamte Fläche eine homogene Scherung über den gesamten Verlauf auf.

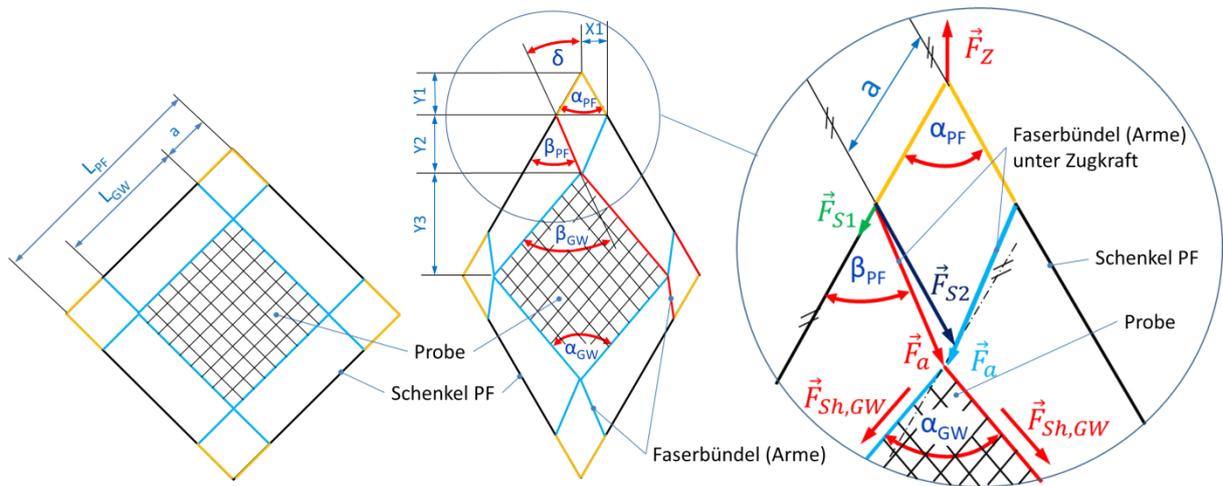


Abb. 34: Geometrische Zusammenhänge der Winkelabweichung zwischen PF und Probe

$$\vec{F}_{Sh\_PF} = \frac{\vec{F}_Z}{2 \cdot \cos\left(\frac{\alpha_{PF}}{2}\right)} \quad (12)$$

$$a_P = \frac{(L_{PF} - L_{GW})}{2} \quad (13)$$

$$X_1 = a_P \cdot \sin\left(\frac{\alpha_{PF}}{2}\right) \quad (14)$$

$$Y_1 = a_P \cdot \cos\left(\frac{\alpha_{PF}}{2}\right) \quad (15)$$

$$Y_2 = L_{PF} \cdot \cos\left(\frac{\alpha_{PF}}{2}\right) - L_{GW} \cdot \cos\left(\frac{\alpha_{GW}}{2}\right) - Y_1 \quad (16)$$

$$\delta = \arctan\left(\frac{X_1}{Y_2}\right) \quad (17)$$

$$\beta_{PF} = \frac{\alpha_{PF}}{2} + \delta \quad (18)$$

$$\vec{F}_{Sh\_PF} = \vec{F}_{S2} + \vec{F}_{S1} \cdot \frac{L_{GW}}{L_{PF}} \quad (19)$$

$$\vec{F}_{S1} = \frac{\vec{F}_{Sh\_PF}}{\frac{\sin(\alpha_{PF} - \beta_{PF}) + \frac{L_{GW}}{L_{PF}}}{\sin(\beta_{PF})}} \quad (20) \quad \vec{F}_{S2} = \vec{F}_{Sh\_PF} - \vec{F}_{S1} \cdot \frac{L_{GW}}{L_{PF}} \quad (21)$$

$$\vec{F}_a = \vec{F}_{S1} \cdot \cos(\alpha_{PF} - \beta_{PF}) + \vec{F}_{S2} \cdot \cos(\beta_{PF}) \quad (22) \quad \vec{F}_{Sh\_GW} = \vec{F}_a \cdot \frac{\cos(\delta)}{\cos\left(\frac{\alpha_{GW}}{2}\right)} \quad (23)$$

$$\Delta\gamma = \alpha_{PF} - \alpha_{GW} \quad (24)$$

$\vec{F}_{Sh\_PF}$ : Scherkraft am Schenkel des PF

$\alpha_{PF}$ : Winkel zwischen den PF-Schenkeln

$\alpha_{GW}$ : Winkel zwischen den Außenkanten der Gewebeprobe

$a_p$ : Abstand der Probenkante zum Gelenkpunkt PF

$X_1$ : Hilfsgrößen in x-Richtung zur Berechnung des Winkels  $\delta$

$Y_1, Y_2$ : Hilfsgrößen in y-Richtung zur Berechnung des Winkels  $\delta$

$\delta$ : Winkel zwischen Verbindungslinie der Probe zum Einspannpunkt im PF Schenkel (= Richtung der Kraft  $F_a$ ) und der Winkelhalbierenden des PF

$\beta_{PF}$ : Winkel zwischen dem Schenkel des PF und der Verbindungslinie der Probe zum Einspannpunkt

$\vec{F}_{S1}$ : Kraftanteil von  $\vec{F}_a$  in Richtung des Schenkels 1

$\vec{F}_{S2}$ : Kraftanteil von  $\vec{F}_a$  in Richtung des Schenkels 2

$\vec{F}_a$ : Zugkraft im Arm von der Gewebeprobe zum Schenkel des PF

$\vec{F}_{Sh\_GW}$ : Scherkraft an der Gewebeprobe

$\Delta\gamma$ : Scherwinkeldifferenz zwischen PF und der Gewebeprobe

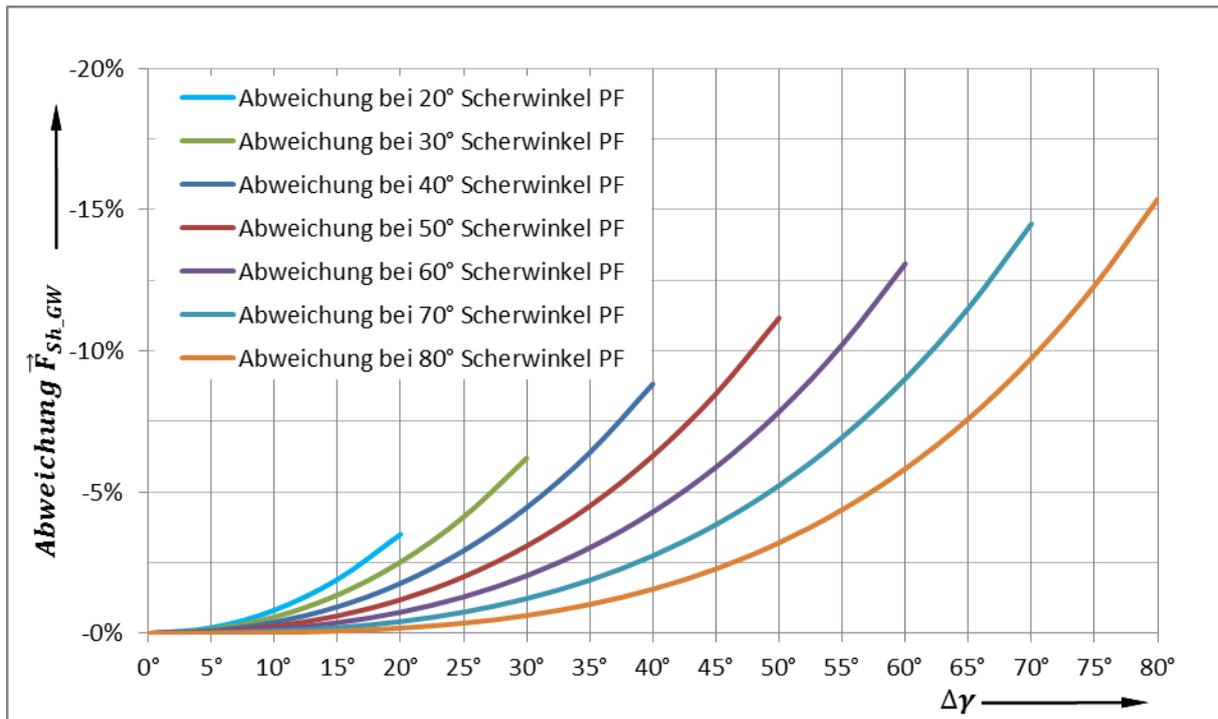


Abb. 35: Abweichung der Scherkraft  $\vec{F}_{Sk\_GW}$  bei verschiedenen Scherwinkeln des Scherrahmens (PF) in Abhängigkeit von der Scherwinkeldifferenz  $\Delta\gamma$

Aus Abbildung 33 kann ferner entnommen werden, dass die Faserbündel an ihren Enden eine starke Krümmung aufweisen. An den Einspannstellen der PF Schenkeln werden die Faserbündel senkrecht zur Längsachse der Schenkel gehalten. Am Rand der Probe nehmen sie den realen Scherwinkel des Probenbereichs an. Es kommt dadurch zu einer S-förmigen Biegung der Faserbündel, die schematisch in Abbildung 36 an den beiden obersten Faserbündeln exemplarisch gezeigt werden.

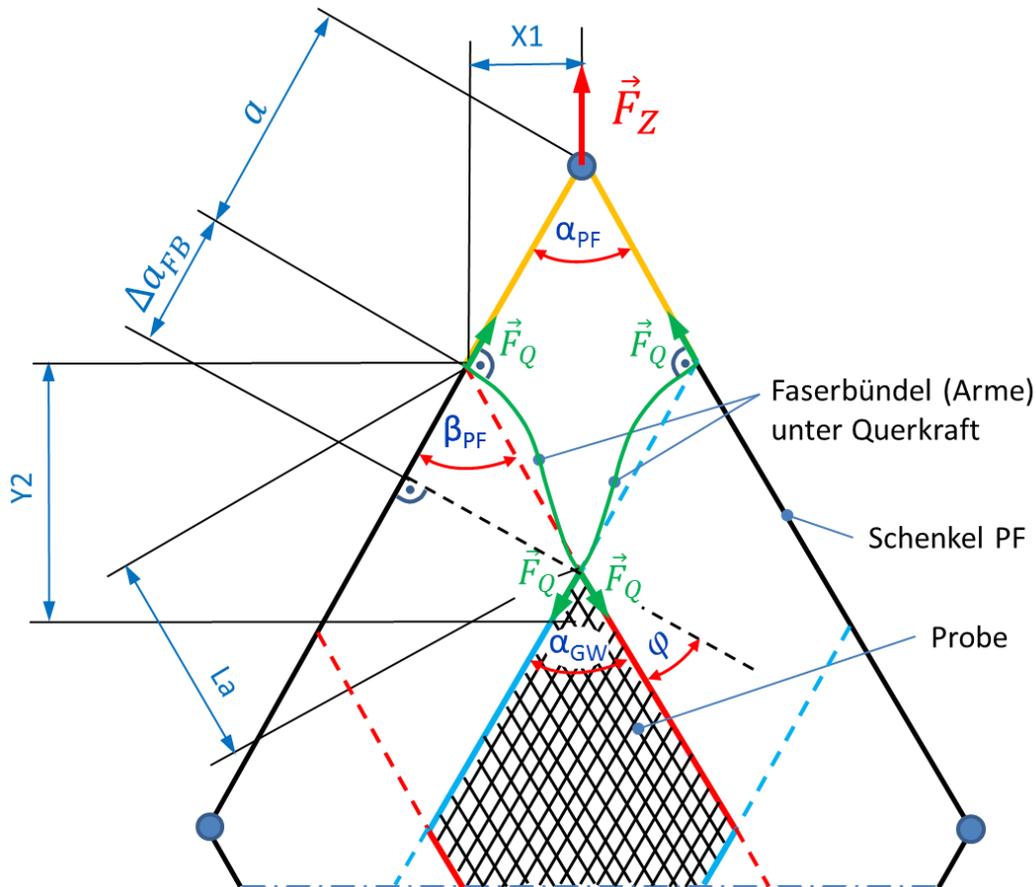


Abb. 36: Deformation der eingespannten Faserbündel unter reiner Querkraft  $\vec{F}_Q$

In Kapitel 3.1 wird bereits dargelegt, dass die Biegesteifigkeit von trockenen Faserbündeln der Summe der Biegesteifigkeit der einzelnen Filamente entspricht [4]. In der Literatur wird jedoch häufig davon ausgegangen, dass beim PFT die Scherkräfte rein als Querkräfte über die einzelnen Faserbündel in die Probe eingetragen werden [5, 10, 28, 30, 34]. In Abbildung 37b wird die Lasteinleitungsvariante bei reiner Querkraft dargestellt. Die über eine senkrecht zum Faserbündel wirkende Querkraft übertragbare Scherkraft ist jedoch sehr gering. Näherungsweise lässt sich die Querkraft in Abhängigkeit von der Länge des Arms  $L_a$  und der Auslenkung  $\Delta a_{FB}$  mit Gleichung (25) berechnen. Die Herleitung der Gleichungen (25) und (26) ist im Detail im Anhang 4 nachzulesen.

$$\vec{F}_Q = \frac{12 \cdot E \cdot J_{FB}}{L_a^3} \cdot \left[ \Delta a_{FB} - \sin(\varphi) \cdot \frac{L_a}{2} \right] \quad (25)$$

Das Trägheitsmoment eines Faserbündels kann mit Gleichung (26) ermittelt werden.

$$J_{FB} = n_{Fi} \cdot \frac{\pi \cdot D_{Fi}^4}{32} \quad (26)$$



Zu Beginn der Scherprüfung kommt es zunächst zu einer anfängliche Streckung der Faserbündel und Probe zum Ausgleich der Faserondulation und Faserdehnung. Durch die Längenänderung kommt es bereits zu einem Schrägzugkraft  $\vec{F}_{SZ}$  in Richtung der Arme, die eine Kraftkomponente  $\vec{F}_{S1}$  in Richtung des PF-Schenkels entsprechend Abbildung 34 erzeugt. Der hierbei entstehende Versatz  $\Delta a_{FB}$  hat eine S-förmige Krümmung der Faserbündel zur Folge und bewirkt den Aufbau von Querkräften  $\vec{F}_Q$ .

Anhand eines Beispiels werden die drei Einzelkomponenten berechnet, um deren Anteile gegenüber stellen zu können. Dies erfolgt auf der Basis des in Kapitel 5.2.2 beschriebenen Prüfaufbaus und Probengröße bei einem PF-Scherwinkel von  $20^\circ$ .

$$\begin{array}{ll} \gamma_{th} = 20^\circ & \gamma_{real} = 15,5^\circ \\ a_p = 65 \text{ mm} & L_a = 66,3 \text{ mm} \\ \vec{F}_a = 16,08 \text{ N} & \vec{F}_{S2} = 16,03 \text{ N} \\ \vec{F}_{S1} = 0,151 \text{ N} & \vec{F}_Q = 0,005 \text{ N} \end{array}$$

Das Rechenbeispiel zeigt, dass die Längszugkomponente  $\vec{F}_{S2}$  den überwiegenden Teil der Scherkraft zwischen PF und Probe überträgt. Der Schrägzuganteil  $\vec{F}_{S1}$  trägt mit nur ca. 1 % zur Scherkraftübertragung bei. Der Anteil der Querkraft  $\vec{F}_Q$  ist vernachlässigbar.

#### 5.4.2. Interpretation der Ergebnisse des Prüfstands mit UBE

Die Ergebnisse mit dem UBE weisen eine vom PFT abweichende Schercharakteristik auf. Zu Beginn der Messung steigen die Kurven zunächst steil an und gehen anschließend ohne Überschwinger in ein Plateau mit geringer Steigung über. Zwischen dem theoretischen Scherwinkel und dem realen Scherwinkel in Probemitte herrscht eine große Diskrepanz. Nach einer Messstrecke von 66,3 mm sollte theoretisch im Bereich II der Probe ein Scherwinkel von  $90^\circ$  erreicht sein. Real vorhanden ist jedoch bei UBE1 ohne Normaldruck ein gemessener Scherwinkel von  $47^\circ$ , bei UBE2 mit 6 kPa Normaldruck  $37^\circ$  und bei UBE3 mit 12 kPa Normaldruck  $26^\circ$ . Dies liegt darin begründet, dass alle Faserbündel des inneren Probenbereichs II beidseitig offene Enden besitzen, die also nicht fest eingespannt sind. Es kommt daher schon bei geringen Scherkräften zum Abgleiten der Faserbündel (siehe Abb. 38). Bereits bei der Messreihe UBE1 ohne Normaldruck ist dieser Effekt vorhanden. Bei der Berechnung der Scherkraft im Bereich II wird entsprechend Gleichung (10) in Kapitel 3.3.2, die Scherkraft des Bereichs III unter Berücksichtigung des Flächenanteils subtrahiert. Hierbei wird davon ausgegangen, dass in Bereich III ein Scherwiderstand entsprechend dem halben Scherwinkel des Bereichs II vorliegt. Ob dies bei derart massivem Abgleiten der

Faserbündel zutrifft ist ungewiss. Problematisch ist ferner, dass Bereich III eine doppelt so große Fläche als Bereich II besitzt. Unter Normaldruck wirken zusätzlich zu den Scherkräften noch Reibkräfte zwischen der Probe und den Druckplatten. Der Reibanteil der Bereiche I und III werden zu Beginn der Messung am größten sein. Dieser Kraftanteil wird vollständig von dem Bereich II ferngehalten. Mit zunehmender Wegstrecke der Prüfmaschine verändern sich die Verhältnisse signifikant. Die Bereiche I und III werden zunehmend aus den Druckplatten herausgezogen. Der mittlere Flächendruck auf das Gewebe steigt entsprechend dem verbleibenden Flächenanteil an. Mit der Scherung des Gewebes nimmt die Probenfläche um den Faktor  $\cos(\gamma)$  ab. Dies führt zu einer entsprechenden Aufdickung des Gewebes um den Faktor  $(\cos \gamma)^{-1}$  [71]. Die Scherwinkel sind jedoch in den drei Bereichen unterschiedlich. Bereich I wird nicht geschert, Bereich III wird entsprechend mit  $\gamma/2$  geschert und Bereich II erfährt die vollständige Scherung. Die hierdurch entstehenden Dickenunterschiede führen zu einer ungleichmäßigen Normaldruckverteilung. Mit fortschreitender Wegstrecke der Prüfmaschine wird sich die gesamte Normalkraft zunehmend auf Bereich II konzentrieren. Die Bereiche I und III werden vermutlich gegen Ende keinen Normaldruck mehr erfahren.

Die in Abbildung 28 gezeigten Ergebnisse sind mit Gleichung (27) berechnet. Die Gleichung basiert auf [25] und wird zur Berücksichtigung der veränderlichen Flächenanteile um den Term  $\left(\frac{A_{III,red}}{A_{III}}\right)$  erweitert. Die Reduzierung der Fläche I findet keine Berücksichtigung, da in Bereich I keine Scherung stattfindet. Des Weiteren werden die Scherkräfte des Anteils der Fläche III außerhalb der Druckplatten berücksichtigt. Dieser Anteil wird mit den Scherwiderständen ohne Normaldruck bei  $\gamma/2$  ermittelt.

$$NSF(\gamma) = \frac{1}{\cos(\gamma) \cdot (2H - 3B)} \cdot \left[ \vec{F}_Z \cdot \frac{\sqrt{2 \cdot (H-B) \cdot \sin\left(\frac{90^\circ - \gamma}{2}\right)}}{B} - NSF\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot B \cdot \frac{A_{III,red}}{A_{III}} - NSF_{Ref.}\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot B \cdot \frac{A_{III} - A_{III,red}}{A_{III}} \right] \quad (27)$$

$NSF_{Ref.}$ : NSF der Referenzmessung ohne Normaldruck

H: Höhe der Probe in Zugrichtung

B: Breite der Probe quer zur Zugrichtung

$A_{III}$ : Fläche der Probe in Bereich III

$A_{III,red}$ : Reduzierte Fläche unter Normaldruck – Bereich III



Abb. 38: Desintegration der Probe bei der Prüfung im UBE Aufbau

## 5.5. Schlussfolgerung

Die durchgeführten Messungen mit der Prüfeinrichtung auf der Basis des PFT und UBE zeigen beide signifikante Veränderungen in dem Niveau und der Charakteristik des Scherkraftverlaufs bei Beaufschlagung mit Normalkräften. Die Erhöhung der Scherkräfte resultiert aus der Wandreibung zwischen der Probe und den Druckplatten sowie einem erhöhten intralaminaren Scherwiderstand der Probe. Die Einzelanteile können aus den Messergebnissen nicht differenziert werden.

Die Ergebnisse und das Verhalten der beiden Prüfmethoden PFT und UBE sind sehr unterschiedlich. Die Prüfvorrichtung auf Basis des PFT hat den Vorteil, dass die Probe jederzeit vollständig innerhalb der Druckplatten bleibt. Mit zunehmender Scherung reduziert sich die Fläche der Probe. Die Anzahl der Kreuzungspunkte (EZ) unter Normaldruck bleibt konstant. Alle Fasern der Probe sind beidseitig im Scherrahmen eingespannt. Mit zunehmender Scherkraft durch die Beaufschlagung mit Normaldruck beginnen die Faserbündel gegeneinander abzugleiten. Dies führt zu einer Abweichung zwischen dem Scherwinkel des Scherrahmens zu dem real vorhandenen Scherwinkel der Probe. Letzteres kann zuverlässig über ein optisches Faserwinkelmesssystem erfasst werden. Die Winkelabweichungen führen zu keinen signifikanten Auswertefehlern in der Berechnung der

Scherkräfte an der Probe und können über die Gleichungen (12- 24) korrigiert werden. Der Probenbereich schert homogen über die gesamte Probenfläche. Die mit der Scherung einhergehende Aufdickung der Probe ist damit ebenfalls homogen und begünstigt eine gleichmäßige Druckverteilung. Die überstehenden Faserbündel als Verbindung zwischen Scherrahmen und Probe besitzen lediglich die halbe Dicke des Gewebes und verfälschen das Ergebnis der Messung nicht. Die Biegesteifigkeit der überstehenden Faserbündel (Arme) ist vernachlässigbar gering und muss nicht berücksichtigt werden. Der PFT ist mit dem Einbau der Druckplatten in seinem Messbereich auf  $52,5^\circ$  max. Scherwinkel eingeschränkt.

Die Prüfeinrichtung auf Basis des UBE erweist sich für die Messung unter Normaldruck als ungeeignet. Die Probe wird an beiden Enden aus den Druckplatten gezogen, wodurch sich die in den Druckplatten verbleibende Fläche und die Anzahl der Kreuzungspunkte reduziert. Dieser Umstand kann rechnerisch berücksichtigt werden. Die Bereiche I und III, die zusammen  $\frac{3}{4}$  der Probenfläche ausmachen, stehen unter Normaldruck und erzeugen einen Großteil der Reibkräfte zu den Druckplatten. Dieser Reibkraftanteil reduziert die Scherkraft die im Probenbereich II tatsächlich wirkt. Dieser Anteil lässt sich nicht quantifizieren. Der Bereich III wird theoretisch mit dem halben Scherwinkel im Vergleich zu dem Bereich II geschert. Der Scherkraftanteil aus Bereich III muss zur Bestimmung der Scherkraft im Bereich II ebenfalls rechnerisch abgezogen werden. Durch die unterschiedlichen Scherwinkel in den Bereichen I, II und III, ergeben sich mit zunehmender Scherung unterschiedliche Aufdickungen der Probe. Dies führt zu einer Verlagerung der Normalkraft von Bereich I und III auf den Bereich II. Die einzelnen Traganteile lassen sich schwer quantifizieren. Im Bereich I und III sind die Faserbündel einseitig in den Klemmbacken eingespannt. Im Scherbereich II sind alle Faserbündel an beiden Enden nicht eingespannt und münden am Rand der Probe. Zum Rand hin fällt die Zugspannung auf null ab. Bereits bei der Probe ohne Normaldruck, kommt es zu einem Abgleiten der Faserbündel und einer erheblichen Abweichung zwischen dem theoretischen Scherwinkel aufgrund des zurückgelegten Zugwegs der Prüfmaschine und dem realen Scherwinkel im Bereich II. Die Beaufschlagung von geringen Normaldrücken von 6 kPa bzw. 12 kPa führen zur starken Desintegrationen des Gewebes zwischen den Bereichen I, III und Bereich II. Trotz den wesentlich geringeren Normaldrücken liegen die NSF Ergebnisse beim UBE deutlich höher. Zudem ist die Abweichung zwischen theoretischem und realem Scherwinkel ca. doppelt so hoch wie beim PFT.

Der Einsatz der Prüfeinrichtung auf Basis des PFT verspricht damit eine höhere Verlässlichkeit und geringere Störanfälligkeit bei der Ermittlung der Scherkräfte unter Normaldruck und wird für die weiteren Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit eingesetzt. Hierbei ist es wichtig, dass die einzelnen Reibanteile wie die Wandreibung der Probe zu den

Druckplatten, die interlaminaire Reibung mehrlagiger Gewebelagen und die intralaminare Reibung innerhalb des Gewebes differenziert werden können. Hierdurch wird es möglich die reinen Materialeigenschaften der Scherung unter Normalkraft zu extrahieren. Darüber hinaus ist die Einführung einer auf den Normaldruck normierten Kenngröße des Scherwiderstandes sinnvoll. Hiermit lässt sich die Kraftantwort in Abhängigkeit vom Normaldruck mathematisch fassen und zum Beispiel in eine Subroutine einbinden.

## 6. REIBVERHALTEN VON CARBONFASER-GEWEBE MIT BINDERAUFRAG UNTER TEMPERATUR UND NORMALKRAFT

### 6.1. Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Untersuchung des Reibverhaltens eines Carbonfasergewebes anhand einer geeigneten Prüfmethode. Hierbei sollen die Parameter Normalkraft, Prüfgeschwindigkeit, Faserorientierung, Temperatur, Binderauftrag und Reibpartner variiert werden, um daraus die gegenseitigen Abhängigkeiten in Kombination der Parameter zu ermitteln. Ferner sollen auch Erkenntnisse über die vorherrschenden Wirkmechanismen viskoser Reibanteile gewonnen werden. Idealerweise lässt sich daraus eine Funktion ableiten, mit der sich der Reibungskoeffizient explizit berechnen lässt. Mit den gewonnenen Erkenntnissen soll es ferner möglich sein die reine intralaminare Scherdeformationskennlinie ohne den Anteil der Wandreibung aus den Messergebnissen der PFT unter Normaldruck zu ermitteln.

### 6.2. Material

Das in der Voruntersuchung zur Methodenentwicklung (Kapitel 5.2) verwendete Material des Typs HexForce 48331C konnte für die weitergehenden Versuche nicht mehr beschafft werden. Für die Untersuchung des Reibverhaltens wurde das folgende, nahezu identische Gewebe des Herstellers Toray Industries verwendet.

Hersteller:	Toray Industries
Type:	CK 6256 CP
Kettfaden:	T700SC 12K 50C
Schussfaden:	T700SC 12K 50C
Flächengewicht:	330 g/m <sup>2</sup>
Webart:	Leinwand Bindung
Fadenbreite:	2.05 Fäden/ cm (IST Werte: 1,98 Kettfäden/cm; 2,03 Schussfäden/cm)
Binder Type:	proprietärer Toray Reaktivbinder
Flächengewicht:	4g/m <sup>2</sup> - einseitiger Auftrag des Binders

Binderviskosität: siehe Viskositätskurve über die Temperatur in Abbildung 39.

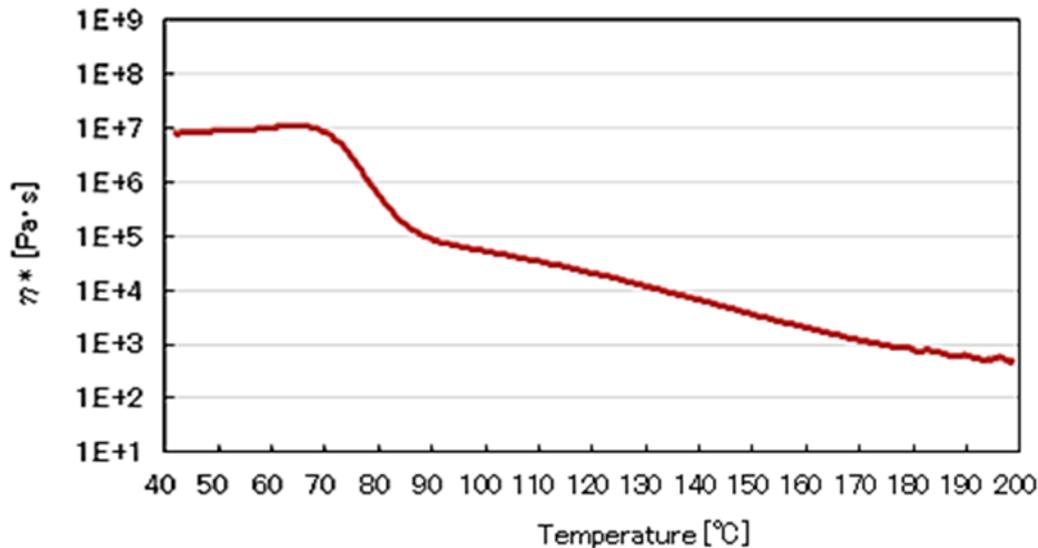


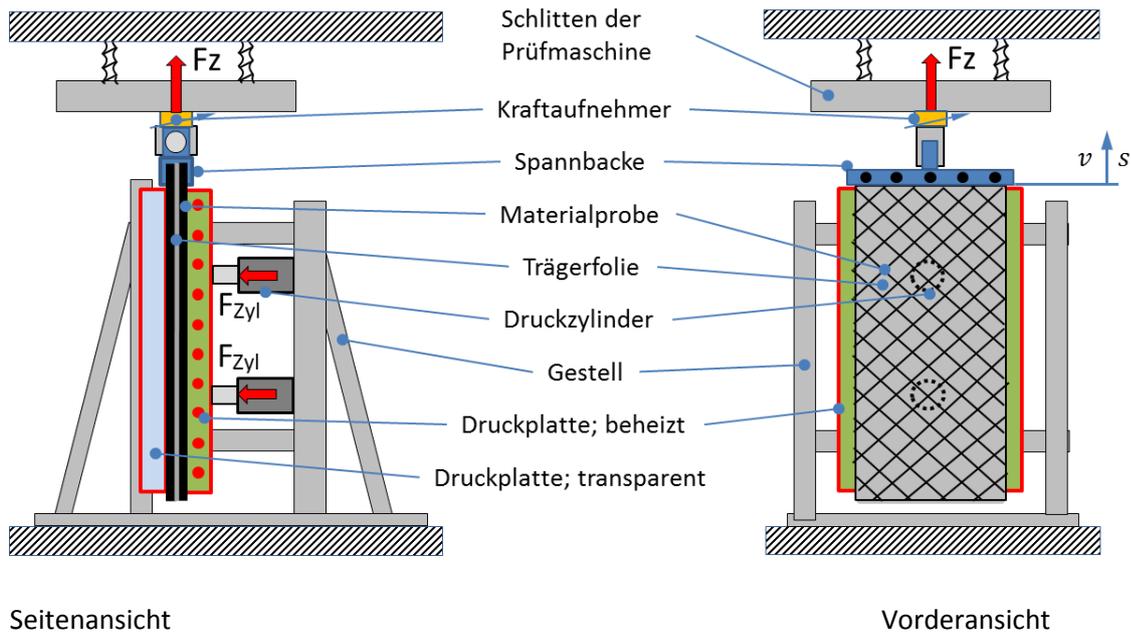
Abb. 39: Verlauf der dynamischen Viskosität über der Temperatur des Binders.

Quelle: Toray, Japan

Informationen über die zugrunde liegenden Haltezeiten und das eingesetzte Messverfahren der in Abbildung 39 gezeigten Viskositätskurve werden vom Hersteller nicht bereitgestellt.

### 6.3. Versuchsaufbau zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten

Zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten wird der bestehende, in Kapitel 5.2.3 beschriebene UBE Aufbau modifiziert. Hierzu wird der Fahrschlitten entfernt und die beiden Druckplatten in vertikaler Richtung fest mit dem Tisch der Prüfmaschine verbunden. Als Prüfmaschine wird eine Zwick/ Roell TC-FR010TN.A50 verwendet. Die Proben werden jeweils am oberen Ende in die Klemmbacke eingespannt und gelenkig über eine Gassmann Theiss 10 kN Kraftaufnehmer mit der bewegten Quertraverse verbunden. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 40 schematisch dargestellt.



Seitenansicht

Vorderansicht

Abb. 40: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten von Gewebe an den Druckplatten

Das Druckplattensystem besteht aus einer zustellbaren 20 mm dicken Aluminiumplatte, die mit integrierten elektrischen Heizdrähten und einem Temperaturfühler ausgestattet ist. Damit wird die Prozesstemperatur gemessen und geregelt. Die rückseitige Druckplatte aus 13 mm Mineralglas besitzt keine aktive Heizung, sondern wird durch die beheizte Druckplatte mit aufgeheizt. Zur Sicherstellung einer gleichmäßigen Temperaturverteilung werden die Druckplatten während des Aufheizvorgangs geschlossen und nach Erreichen der Zieltemperatur noch weitere fünf Minuten geschlossen gehalten. Die tatsächlich vorhandenen Temperaturen an der Grenzschicht zwischen der vorderen und hinteren Druckplatte und der Probe werden bei Probeläufen unter gleichen zeitlichen Bedingungen über den gesamten Messverlauf aufgezeichnet. Zum Ausgleich der gemessenen Abweichungen werden die Temperatursollwerte entsprechend angepasst. Die Temperaturverläufe mit den verbleibenden Abweichungen werden bei drei verschiedenen Temperaturen mit je einer Wiederholung aufgezeichnet. Die Ergebnisse sind als Mittelwertkurven über die Zeit zusammen mit den Fehlerbalken der Standardabweichung in Abbildung 41 dargestellt.

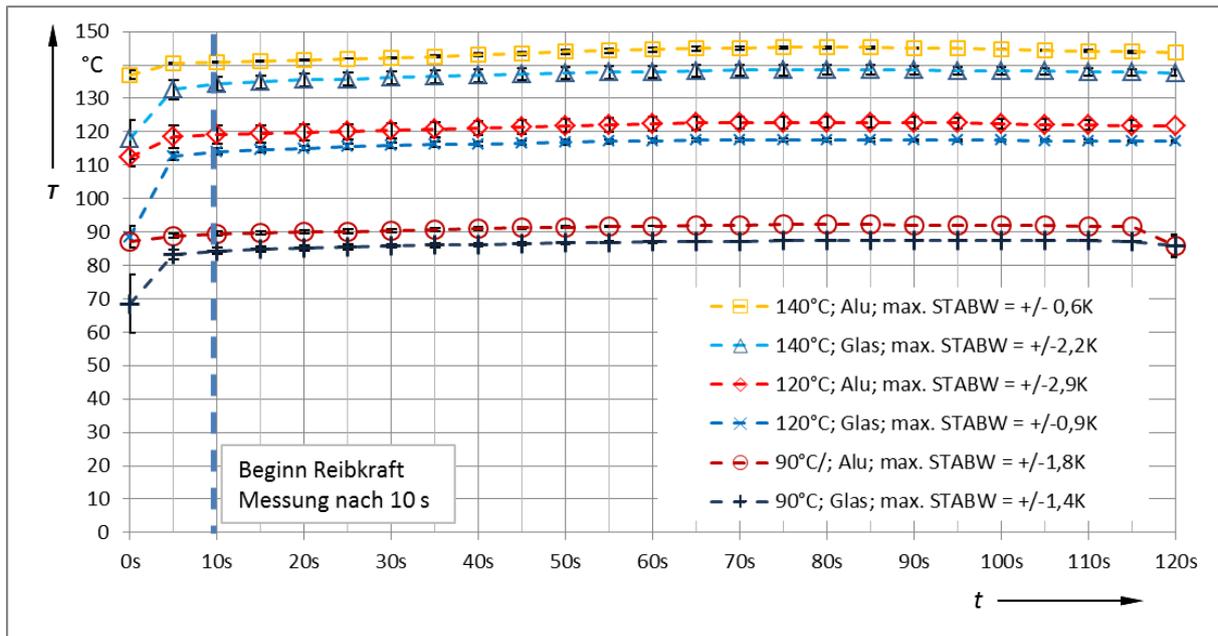


Abb. 41: Temperaturverläufe an der vorderen Druckplatte aus Aluminium (direkt beheizt) und der hinteren Druckplatte aus Glas (indirekt beheizt) bei verschiedenen Temperatur-Sollwerten

Die Anpresskraft der zustellbaren Druckplatte wird mit zwei Festo Pneumatikzylinder mit 50 mm Kolbendurchmesser und 100 mm Hub aufgebracht. Die eingestellten Pneumatikdrücke werden über einen digitalen Drucksensor (Festo SDE1-D10-G2-R14-C-PU-M8) erfasst. Die verwendeten Pneumatikzylinder besitzen eine signifikante Kolbenreibung, die zu einer Verminderung der effektiven Normalkraft an der Probe führt. Die effektive Anpresskraft der Druckplatte bei ausfahrender Hubbewegung in Abhängigkeit des Arbeitsdrucks wird in der Prüfmaschine entsprechend dem in Abbildung 42 gezeigten Aufbau ermittelt. Die Pneumatikzylinder mit Ihrem Führungssystem stehen auf der Grundplatte der Prüfmaschine. Mit dem Aufbau des Arbeitsdrucks wird die Aluminiumdruckplatte nach oben bewegt und drückt gegen den Kraftaufnehmer. Die Eigengewichtskraft der Druckplatte und der Kolbenstange wird auf die gemessene Druckkraft addiert. Die Summe entspricht der effektiven Normalkraft, die bei dem Prüfaufbau entsprechend Abbildung 40 auf die Probe wirkt.

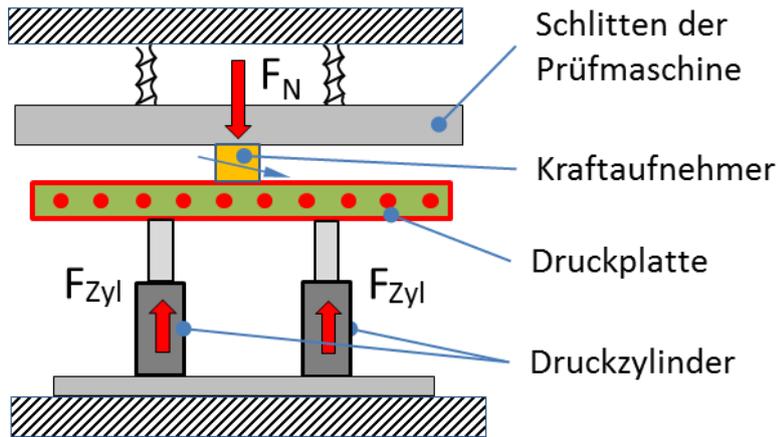


Abb. 42: Versuchsaufbau zur Ermittlung der druckabhängigen Kolbenreibung

Mit dem Ergebnis wird eine Kennlinie zur Bestimmung des druckabhängigen Verlustfaktors erstellt, die in dem Diagramm in Abbildung 43 aufgetragen ist. Die mit dem Verlustfaktor korrigierten effektiven Normalkräfte werden zur Berechnung der Reibungskoeffizienten verwendet. Nach dem Amontou' Gesetz [72] ist die Reibkraft bei trockener Festkörperreibung proportional zu der Normalkraft und berechnet sich nach Gleichung (28):

$$\vec{F}_R = \mu \cdot \vec{F}_N \quad (28)$$

Unter Berücksichtigung des Verlustfaktors gemäß Abbildung 43 und der beidseitigen Reibung der Probe an den Druckplatten, wird aus Gleichung (28) die Gleichung (29) mit der im Folgenden die Reibungskoeffizienten berechnet.

$$\mu = \frac{\vec{F}_R}{2 \cdot \vec{F}_N \cdot (1 - f_v)} \quad (29)$$

mit:  $\vec{F}_R$ : Reibkraft

$\vec{F}_N$ : Normalkraft

$f_v$ : Verlustfaktor;

$\mu$ : Reibungskoeffizient

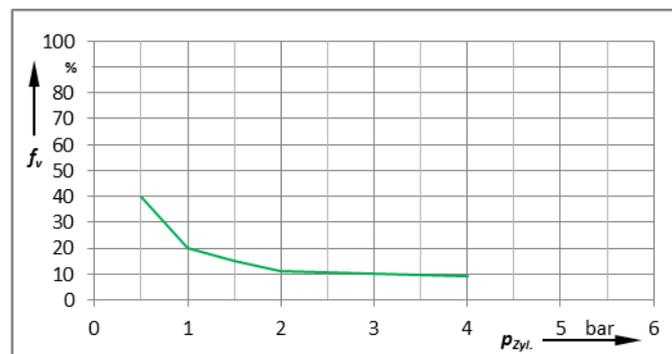


Abb. 43: Korrekturfaktor aufgrund der Kolben- und Dichtungsreibung der Druckzylinder

Entsprechend der durchgeführten PFT unter Normalkraft, werden die Proben mit  $\pm 45^\circ$  Orientierung zur Bewegungsrichtung geprüft und für einige Parameter zum Vergleich zusätzlich mit  $0/90^\circ$ . Letzteres ist erforderlich, da beim Scherversuch durch die Einschnürung der Probe Geschwindigkeitskomponenten quer zur Zugachse entstehen, die zu Relativbewegungen zwischen Probe und den Druckplatten in alle Richtungen in Probenebene führen.

Beim Ziehen der Proben mit  $\pm 45^\circ$  Faserorientierung in  $0^\circ$  Richtung würde die Probe scheren und damit die Ermittlung des Reibungskoeffizienten beeinträchtigen. Um dies zu verhindern wird ein Trägermaterial in Form einer Metallfolie mit  $70\ \mu\text{m}$  Dicke verwendet. Auf diese Trägerfolie werden beidseitig Gewebeproben auflaminiert, Abbildungen 44a und 44b. Hierbei wird ein Hochtemperaturklebstoff des Typs Litaflex-Kleber-800 verwendet, der bis zu  $800\ ^\circ\text{C}$  stabil bleibt. Der Klebstoff wird mit einem Flächengewicht von ca.  $170\ \text{g}/\text{m}^2$  pro Seite aufgetragen.



Abb. 44a: Metallfolie als Probenträger mit Klebstoffauftrag;



Abb. 44b: Auf eine Metallfolie als Träger auflaminierte Proben

Zu Beginn jeder Messung wird der Kraftaufnehmer tariert, um die Eigengewichtsschwankungen des Materials und der Trägerfolie zu eliminieren. Das Trieren erfolgt jeweils bevor die Druckplatten geschlossen werden. Nach dem Schließen der Druckplatten wird der Start der Zugbewegung um  $10\ \text{s}$  zeitverzögert. Damit wird sichergestellt, dass die Probe die Zieltemperatur beim Start der Messung erreicht hat.

Bei allen Messreihen werden Proben der Dimension  $380\ \text{mm}$  Höhe in Zugrichtung und  $150\ \text{mm}$  Breite verwendet. Die Druckplatten haben die Dimension  $320\ \text{mm} \times 160\ \text{mm}$ . Vorderseite und Rückseite der Trägerfolie sind jeweils mit der gleichen Probenkonfiguration auf der Reibseite versehen.

Die Proben werden zu Beginn der Messung derart eingespannt, dass sie  $20\ \text{mm}$  in der Klemmleiste geklemmt sind und zwischen Klemmleiste und Druckplatte eine freie

Spannlänge von 15 mm sowie ein Probenüberstand unterhalb der Druckplatten von 25 mm bestehen. Der Messweg ( $s$ ) beträgt jeweils 40 mm. Über die ersten 25 mm Messweg wird das überstehende Material in die Druckplatten eingezogen (pull-through) bei gleichbleibender Probenfläche unter Normalkraft. Ab 25 mm Messweg ergibt sich dann eine zunehmende Reduzierung der Probenfläche unter Normalkraft (pull-out) und führt damit zu einem Anstieg des Normaldrucks  $p_N$ . Dieser beträgt zum Ende der Messung 4,7 %.

Zur Differenzierung der Reibungskoeffizienten zwischen den Gewebeprobe und der Aluminium- und Glasdruckplatten werden weitere Reibwertmessungen durchgeführt. Hierzu wird der gleiche Versuchsaufbau verwendet, indem 4 mm dicke Glas- bzw. Aluminiumplatten vorgehängt werden, um die entsprechende Materialpaarung Aluminium-Gewebe-Aluminium bzw. Glas-Gewebe-Glas zu erhalten.

Zur Messung der interlaminaren Reibung von Gewebe an Gewebe wird der in Abbildung 40 dargestellte Versuchsaufbau modifiziert. Für die Messung sind jeweils vier Proben erforderlich, von denen die beiden äußeren über eine Klemmleiste am Tisch der Prüfmaschine festgehalten werden und die mittleren Proben über die am Schlitten befestigte Klemmleiste herausgezogen wird. Dabei werden alle vier Gewebeprobe auf Trägerfolien entsprechend den Abbildungen 44a und 44b auf laminiert. Die Anordnung der Proben in der Prüfmaschine ist vereinfacht in Abbildung 45 dargestellt.

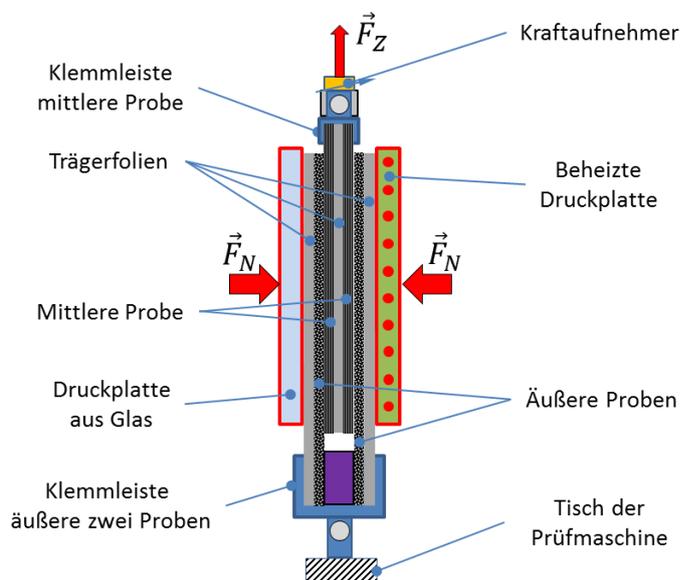


Abb. 45: Versuchsaufbau zur Messung der Gewebe-Gewebe Reibung unter Normdruck

### 6.3.1. Versuchsplan

#### 6.3.1.1. Reibverhalten von Gewebe an den Druckplatten

In Tabelle 3 sind alle mit dem beschriebenen Messaufbau durchgeführten Messreihen zur Ermittlung des Reibwerts (RW) aufgelistet.

Tabelle 3: Auflistung der Reibwert (RW) Messungen von Gewebe an den Druckplatten

Lft. Nr.	Bezeichnung	Normaldruck $p_N$ [kPa]	Temperatur $T$ [C°]	Binder	Faser Orientierung $\omega_1 / \omega_2$	Prüf - geschwindig. $v$ [mm/min]
<b>Messungen mit Variation der Temperatur</b>						
1	RW1-p10/ T20°C/ Binder/ +/-45°/ v20	10	20	mit	+/-45°	20
2	RW2-p10/ T120/ Binder/ +/-45°/ v20	10	120	mit	+/-45°	20
3	RW3-p10/ T140/ Binder/ +/-45°/ v20	10	140	mit	+/-45°	20
<b>Messungen mit Variation des Binderauftrag</b>						
4	RW4-p10/ T20/ ohneB/ +/-45°/ v20	10	20	ohne	+/-45°	20
5	RW5-p10/ T120/ ohneB/ +/-45°/ v20	10	120	ohne	+/-45°	20
6	RW6-p10/ T140/ ohneB/ +/-45°/ v20	10	140	ohne	+/-45°	20
<b>Messungen mit Variation der Faserorientierung</b>						
7	RW7-p10/ T20/ Binder/ 0/90°/ v20	10	20	mit	0/90°	20
8	RW8-p10/ T120/ Binder/ 0/90°/ v20	10	120	mit	0/90°	20
9	RW9-p10/ T140/ Binder/ 0/90°/ v20	10	140	mit	0/90°	20
10	RW10-p10/ T20/ ohneB/ 0/90°/ v20	10	20	ohne	0/90°	20
11	RW11-p10/ T140/ ohneB/ 0/90°/ v20	10	140	ohne	0/90°	20
<b>Messungen mit Variation der Reibgeschwindigkeit</b>						
12	RW12-p10/ T20/ Binder/ +/-45°/ v10	10	20	mit	+/-45°	10
13	RW13-p10/ T120/ Binder; +/-45°/ v10	10	120	mit	+/-45°	10
14	RW14-p10/ T140/ Binder; +/-45°/ v10	10	140	mit	+/-45°	10
15	RW15-p10/ T20/ Binder/ +/-45°/ v40	10	20	mit	+/-45°	40
16	RW16-p10/ T120/ Binder/ +/-45°/ v40	10	120	mit	+/-45°	40
17	RW17-p10/ T140/ Binder/ +/-45°/ v40	10	140	mit	+/-45°	40
18	RW18-p10/ T120/ Binder/ +/-45°/ v300	10	120	mit	+/-45°	300
19	RW19-p10/ T120/ Binder/ +/-45°/ v300	10	140	mit	+/-45°	300
20	RW20-p10/ T20/ Binder/ +/-45°/ v600	10	20	mit	+/-45°	600
21	RW21-p10/ T120/ Binder/ +/-45°/ v600	10	120	mit	+/-45°	600
22	RW22-p10/ T140/ Binder/ +/-45°/ v600	10	140	mit	+/-45°	600
23	RW23-p10/ T20/ Binder/ 0/90°/ v600	10	20	mit	0/90°	600
24	RW24-p10/ T120/ Binder/ 0/90°/ v600	10	120	mit	0/90°	600
25	RW25-p10/ T20/ ohneB/ +/-45°/ v600	10	20	ohne	+/-45°	600
26	RW26-p10/ T140/ ohneB/ +/-45°/ v600	10	140	ohne	+/-45°	600
27	RW27-p10/ T20/ ohneB/ 0/90°/ v600	10	20	ohne	0/90°	600
28	RW28-p10/ T140/ ohneB/ 0/90°/ v600	10	140	ohne	0/90°	600
<b>Messungen mit Variation des Normaldrucks</b>						
29	RW29-p22/ T20/ Binder/ +/-45°/ v20	22	20	mit	+/-45°	20
30	RW30-p22/ T120/ Binder/ +/-45°/ v20	22	120	mit	+/-45°	20
31	RW31-p22/ T140/ Binder/ +/-45°/ v20	22	140	mit	+/-45°	20
32	RW32-p30/ T20/ Binder/ +/-45°/ 20	30	20	mit	+/-45°	20
33	RW33-p30/ T120/ Binder/ +/-45°/ v20	30	120	mit	+/-45°	20
34	RW34-p30/ T140/ Binder/ +/-45°/ v20	30	140	mit	+/-45°	20
35	RW35-p22/ T20/ ohneB/ +/-45°/ v20	22	20	ohne	+/-45°	20
36	RW36-p22/ T140/ ohneB/ +/-45°/ 20	22	140	ohne	+/-45°	20
37	RW37-p30/ T20/ ohneB/ +/-45°/ v20	30	20	ohne	+/-45°	20
38	RW38-p30/ T140/ ohneB/ +/-45°/ v20	30	140	ohne	+/-45°	20

Die folgenden Parameter werden variiert, mit dem Ziel deren Einfluss auf den Reibungskoeffizienten zu ermitteln:

Temperatur (T)

Normaldruck auf dem Gewebe ( $p_N$ )

Faserorientierung ( $\omega_1/ \omega_2$ )

Binderauftrag (B)

Prüfgeschwindigkeit (v)

Die Basis stellt dabei das bebinderte Gewebe bei Raumtemperatur dar, mit einer Orientierung  $\omega_1/ \omega_2$  von 45/-45°, einem Normaldruck  $p_N$  von 10 kPa und 20 mm/min Prüfgeschwindigkeit v.

Die in den folgenden Kapiteln aufgeführten Reibungskoeffizienten sind jeweils Mittelwerte bezogen auf den Messweg von 10 mm bis 25 mm. In diesem Bereich ist der Einschwingvorgang nach Überwindung der Haftreibung abgeschlossen und die Druckplatten über die Höhe vollständig mit der Probe belegt. Mit Ausnahme der Messung des Anfangsverhaltens in Kapitel 6.4.1.5 werden bei allen Messreihen je 5 Einzelmessungen durchgeführt und die Reibungskoeffizienten nach Gleichung (29) ermittelt. Es sind damit Mittelwerte der Reibung der Gewebeproben an der vorderseitigen Aluminium- und rückseitigen Glasdruckplatte.

Anhand zusätzlicher Messungen werden die Reibungskoeffizienten der Reibpartner Gewebe an Aluminium und Gewebe an Glas getrennt ermittelt. Diese Messungen werden für die Parametersätze der Messreihen RW1 (bebindertes Gewebe bei 20 °C), RW3 (bebindertes Gewebe bei 140 °C) und RW4 (Gewebe ohne Binder bei 20 °C) durchgeführt. Aus den Ergebnissen werden die Verhältnisse der beiden Reibpartnervarianten zueinander gebildet, mit denen die in Spalte 4 und 5 der in Tabelle 3 angegebenen Reibungskoeffizienten Gewebe an Aluminium und Gewebe an Glas aus den Ergebnissen in Spalte 2 ermittelt werden.

Die Reibung des Gewebes gegen eine Werkzeugwand wird entscheidend von dem Verhalten des Binderauftrags beeinflusst. Im Temperaturbereich oberhalb der Schmelztemperatur des Binders wird das Verhalten durch die visko-elastische Reibung geprägt. Um weitere Rückschlüsse auf das Verhalten des Binders ziehen zu können, werden von einzelnen charakteristischen Proben die Topologie des bebinderten Gewebes vor und nach der Messung mikroskopisch betrachtet. Die Aufnahmen werden mit einem

Digitalmikroskop des Herstellers dnt Drahtlose Nachrichtentechnik GmbH, Modell Profi, durchgeführt.

### 6.3.1.2. Interlaminares Reibverhaltens von Gewebe an Gewebe

Das interlaminares Reibverhalten von Gewebe an Gewebe wird mit weiteren Messreihen ermittelt. Die folgenden Parameter werden hierbei variiert:

Temperatur (T)

Normaldruck auf dem Gewebe ( $p_N$ )

Binderauftrag (B)

Bei den Messungen weisen die beiden Proben, die sich an der interlaminaeren Kontaktstelle berühren, unterschiedlicher Faserorientierung auf. Die mittleren Proben (siehe Abb. 44) sind in  $0/90^\circ$  Orientierung und die äußeren Proben in  $\pm 45^\circ$  Orientierung zur Zugrichtung angeordnet. Damit wird erreicht, dass die Faserbündel der beiden Reibpartner zueinander einen Faserwinkel von  $45^\circ$  einnehmen. Der Versuchsplan mit den einzelnen Messreihen und deren Parameter ist in Tabelle 4 dargestellt.

Tabelle 4: Auflistung der Reibwert (RW) Messungen von Gewebe an Gewebe

Lft. Nr.	Bezeichnung	Normaldruck $p_N$ [kPa]	Temperatur T [C°]	Binder	Faser Orientierung $\omega_1 / \omega_2$	Prüf - geschwindigkeit v [mm/min]
<b>Messungen Gewebe zu Gewebe</b>						
39	RW39-p10/ T20/ GW-GW/ Binder/ v20	10	20	mit	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
40	RW40-p22/ T20/ GW-GW/ Binder/ v20	22	20	mit	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
41	RW41-p30/ T20/ GW-GW/ Binder/ v20	30	20	mit	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
42	RW42-p10/ T140/ GW-GW/ Binder/ v20	10	140	mit	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
43	RW43-p22/ T140/ GW-GW/ Binder/ v20	22	140	mit	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
44	RW44-p30/ T140/ GW-GW/ Binder/ v20	30	140	mit	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
45	RW45-p10/ T20/ GW-GW/ ohneB/ v20	10	20	ohne	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
46	RW46-p22/ T20/ GW-GW/ohneB/ v20	22	20	ohne	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
47	RW47-p30/ T20/ GW-GW/ ohneB/ v20	30	20	ohne	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
48	RW48-p10/ T140/ GW-GW/ ohneB/ v20	10	140	ohne	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
49	RW49-p22/ T140/ GW-GW/ ohneB/ v20	22	140	ohne	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20
50	RW50-p30/ T140/ GW-GW/ ohneB/ v20	30	140	ohne	$0/90^\circ; \pm 45^\circ$	20

## **6.4. Versuchsergebnisse**

In diesem Kapitel sind die Ergebnisse aus den Reibwertmessungen und die Mikrographieaufnahmen der Gewebeoberfläche vor und nach der Reibwertmessung aufgeführt. Die Ergebnisse der Reibwertmessungen sind nach der Variation der Parameter gegliedert, entsprechend der in Tabelle 3 getroffenen Gruppierung. Die Standardabweichung ist in den Diagrammen über vertikalen Balken mit Querstrichen gekennzeichnet.

### **6.4.1. Ergebnisse der Reibversuche von Gewebe an den Druckplatten**

#### **6.4.1.1. Ergebnisse mit Variation der Temperatur und des Binderauftrags**

Mit den Messreihen 1 bis 6 wird der Einfluss der Oberflächentemperatur auf den Reibungskoeffizienten mit und ohne Binderauftrag bei  $\pm 45^\circ$  Faserorientierung zur Zugrichtung ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 46 dargestellt.

Die Proben mit Binderauftrag bei Raumtemperatur zeigen einen sehr niedrigen Reibungskoeffizienten. Der auf das Gewebe aufgebrachte Binder hat einen Schmelzbereich von ca. 70 – 90 °C, der Abbildung 39 entnommen werden kann. Mit der Erwärmung des Gewebes auf 120 °C ergibt sich ein deutlich höherer Reibungskoeffizient. Bei einer Temperatur von 140 °C sinkt der Reibungskoeffizient auf Werte unterhalb der 120 °C Werte. Im aufgeschmolzenen Zustand ergeben sich deutlich höhere Standardabweichungen im Vergleich zu der Messung bei Raumtemperatur.

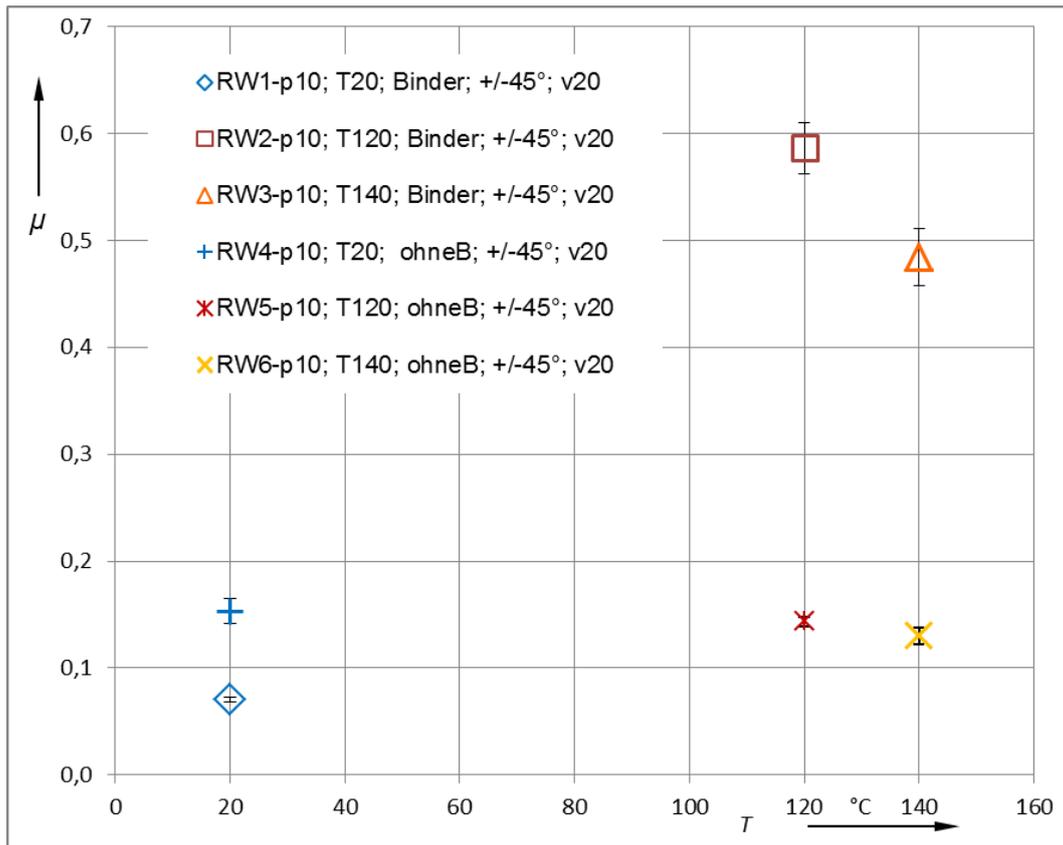


Abb. 46: Reibungskoeffizient Gewebe an den Druckplatten bei unterschiedlichen Temperaturen mit und ohne Binder;  $p_N = 10 \text{ kPa}$ ;  $\pm 45^\circ$  Faserorientierung;  $v = 20 \text{ mm/min}$

Die Proben ohne Binder mit derselben Faserorientierung weisen ebenfalls ein temperaturabhängiges Reibverhalten auf, jedoch mit einer anderen Charakteristik. Der Reibungskoeffizient liegt bei Raumtemperatur über dem Wert der bebinderten Probe und sinkt mit zunehmender Temperatur ab.

#### 6.4.1.2. Ergebnisse mit Variation der Faserorientierung

In Abbildung 47 wird das Verhalten in Abhängigkeit der Faserorientierung gezeigt. Die Basis bilden die Messungen mit  $\pm 45^\circ$ , die bereits in Abbildung 46 gezeigt werden.

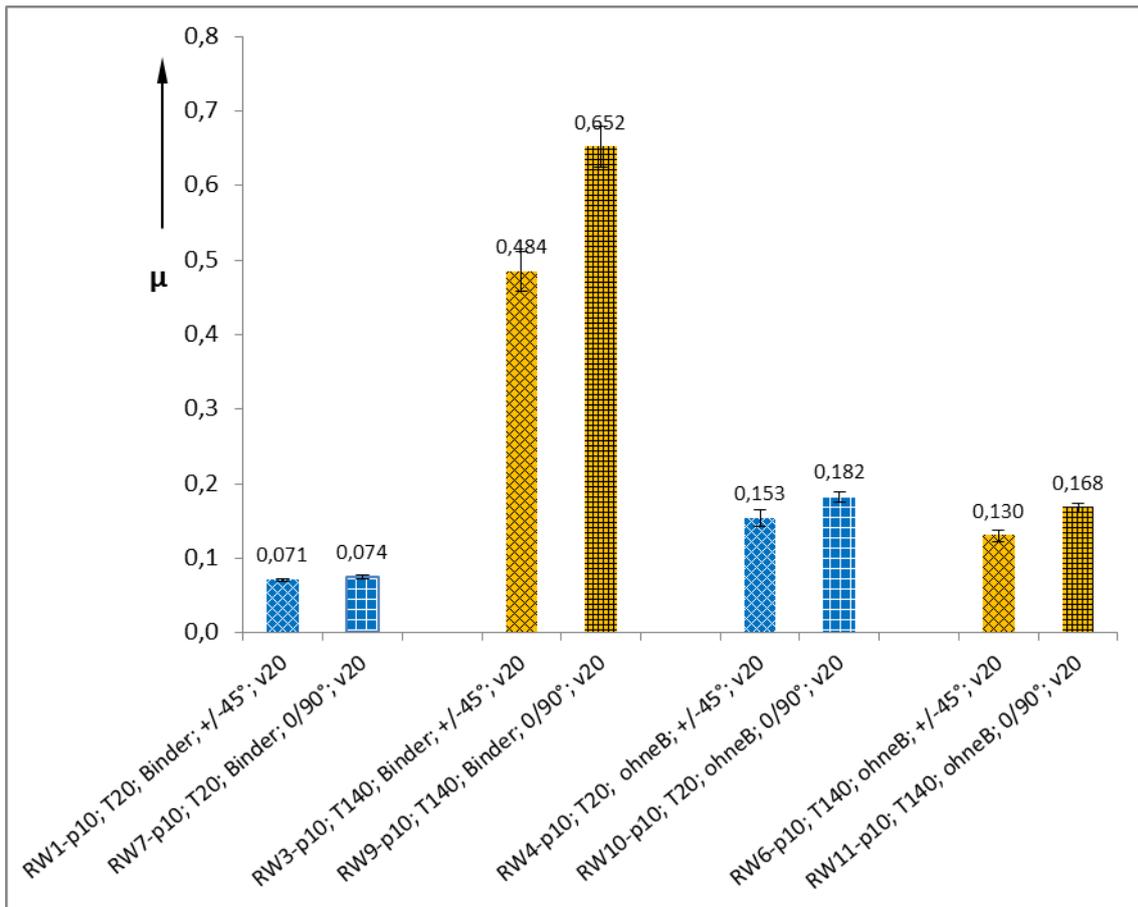


Abb. 47: Reibungskoeffizient Gewebe an den Druckplatten bei unterschiedlicher Faserorientierung mit und ohne Binder bei Temperaturen von 20 °C und 140 °C;  $p_N = 10 \text{ kPa}$ ;  $v=20 \text{ mm/min}$

Die Reibungskoeffizienten der bebinderten Gewebe mit 0/90°-Orientierung liegen jeweils höher als bei +/- 45° Orientierung. Bei der Verwendung von unbebindertem Gewebe zeigt sich die gleiche Tendenz.

#### 6.4.1.3. Ergebnisse bei Variation der Reibgeschwindigkeit

Bei der Drapierung von Preforms können sich unterschiedliche Relativgeschwindigkeiten zwischen den Reibpartnern ergeben. In einer weiteren Messreihe wird die Reibgeschwindigkeit variiert, mit dem Ziel dessen Einfluss auf den Reibungskoeffizienten zu untersuchen. In Abbildung 48 sind die Ergebnisse dieser Reihe dargestellt.

Bei den Messungen mit Binder bei Raumtemperatur und +/- 45° Faserorientierung zeigt sich bei einer Steigerung von 10 mm/min auf 20 mm/min bzw. 40 mm/min ein uneinheitliches Bild. Die geringen Differenzen liegen im Bereich der Standardabweichung und erlauben

daher keine klare Aussage. Dagegen ergibt sich bei Steigerung der Reibgeschwindigkeit auf 600 mm/min eine signifikante Veränderung. Die Proben ohne Binder bei Raumtemperatur zeigen einen leichten Anstieg mit Zunahme der Reibgeschwindigkeit.

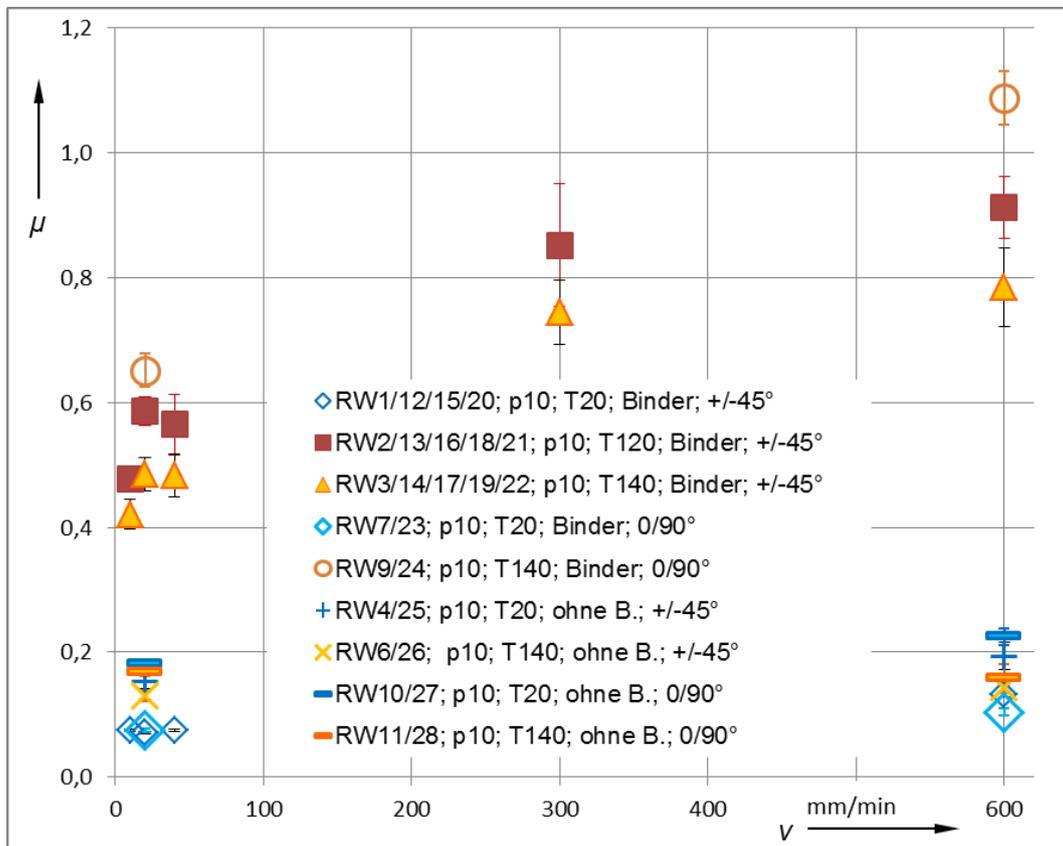


Abb. 48: Reibungskoeffizient Gewebe an den Druckplatten bei unterschiedlichen Reibgeschwindigkeiten;  $p_N = 10$  kPa; alle Varianten

Die Messungen bei Temperaturen oberhalb der Schmelztemperatur des Binders zeigen einen deutlichen Anstieg der Reibungskoeffizienten mit zunehmender Reibgeschwindigkeit. Die Messungen ohne Binderauftrag bei 140 °C weisen dagegen keine erkennbare Abhängigkeit von der Geschwindigkeit auf.

#### 6.4.1.4. Ergebnisse bei Variation der Normalkraft

In der nächsten Messreihe wird die Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von der Höhe des Normaldrucks auf die Reibfläche untersucht. Die Ergebnisse sind in Abbildung 49 dargestellt.

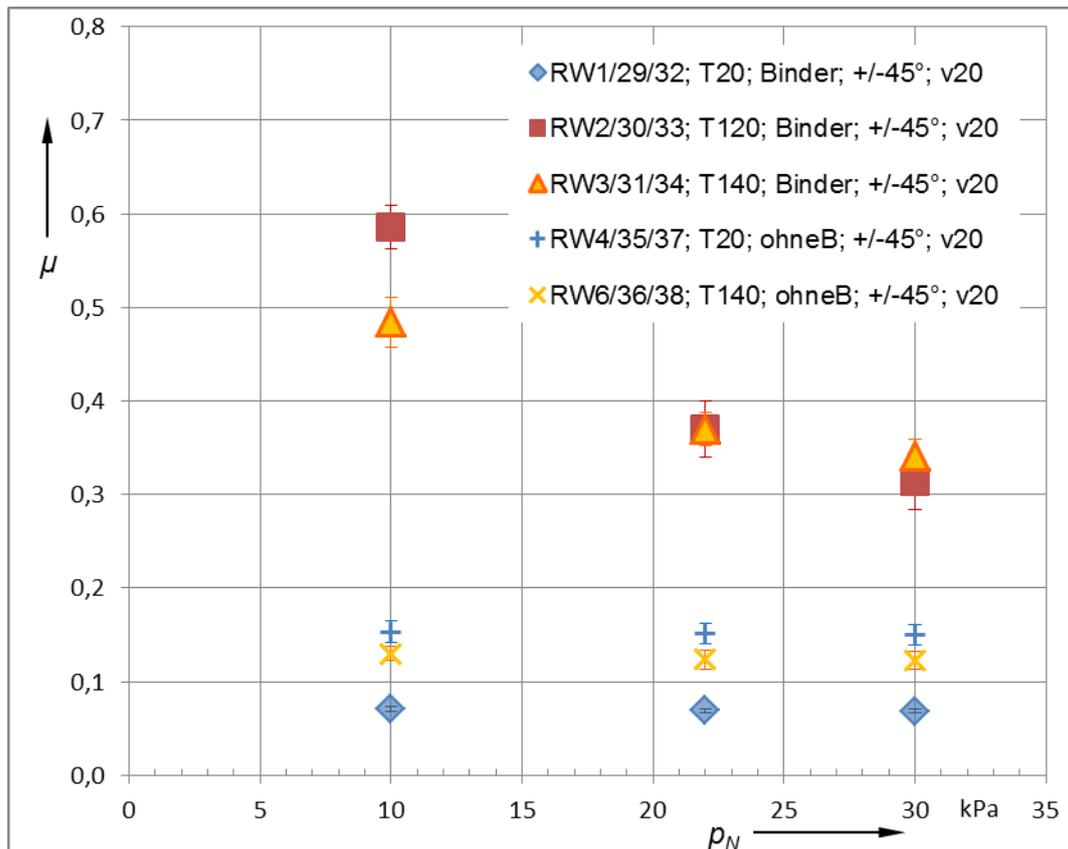


Abb. 49: Reibungskoeffizient von Geweben an den Druckplatten bei unterschiedlichen Normaldrücken  $p_N$  und Temperaturen; +/- 45° Faserorientierung;  $v = 20$  mm/min

Bei den Messungen bei Raumtemperatur zeigt sich bei den Messergebnissen der Proben mit und ohne Binderauftrag keine eindeutige Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten vom Normaldruck. Im Vergleich zum Messwert RW1 bei 10 kPa Normaldruck sinkt der Reibungskoeffizient um 2,8 % bei 22 kPa und 4,2 % bei 30 kPa. Bei einer Standardabweichung von ca. 3 % lässt sich daraus keine Abhängigkeit ableiten. Das gleiche gilt für die Messungen der Proben ohne Binder bei 140 °C.

Bei den Messungen mit schmelzflüssigem Binder ergibt sich eine deutlich ausgeprägte Abhängigkeit vom Normaldruck. Auffällig ist hierbei, dass die Kurven bei 120 °C einen stärkeren Abfall zeigen. Bei der niedrigeren Betriebstemperatur von 120 °C und damit



Tabelle 5: Mittelwerte und Standardabweichungen der Reibungskoeffizienten Gewebe an den Druckplatten

Benennung	$\mu$ Alu/ Gewebe/ Glas	SD - s(A)	$\mu$ Alu/ Gewebe	$\mu$ Glas/ Gewebe
<b>Messung mit Variation der Temperatur</b>				
RW1-p10; T20; Binder; +/-45°; v20	0,071	0,002	0,075	0,066
RW2-p10; T120; Binder; +/-45°; v20	0,586	0,023	0,532	0,641
RW3-p10; T140; Binder; +/-45°; v20	0,484	0,027	0,439	0,529
<b>Messung mit Variation des Binderauftrags</b>				
RW4-p10; T20; ohneB; +/-45°; v20	0,153	0,011	0,158	0,148
RW5-p10; T120; ohneB; +/-45°; v20	0,143	0,004	0,148	0,139
RW6-p10; T140; ohneB; +/-45°; v20	0,130	0,008	0,134	0,126
<b>Messung mit Variation der Faserorientierung</b>				
RW7-p10; T20; Binder; 0/90°; v20	0,074	0,003	0,083	0,074
RW8-p10; T120; Binder; 0/90°; v20	0,729	0,023	0,661	0,796
RW9-p10; T140; Binder; 0/90°; v20	0,652	0,027	0,591	0,712
RW10-p10; T20; ohneB; 0/90°; v20	0,182	0,007	0,188	0,176
RW11-p10; T140; ohneB; 0/90°; v20	0,168	0,006	0,173	0,162
<b>Messung mit Variation der Reibgeschwindigkeit</b>				
RW12-p10; T20; Binder; +/-45°; v10	0,074	0,002	0,079	0,070
RW13-p10; T120; Binder; +/-45°; v10	0,477	0,012	0,433	0,522
RW14-p10; T140; Binder; +/-45°; v10	0,421	0,024	0,381	0,460
RW15-p10; T20; Binder; +/-45°; v40	0,075	0,002	0,080	0,071
RW16-p10; T120; Binder; +/-45°; v40	0,565	0,049	0,512	0,617
RW17-p10; T140; Binder; +/-45°; v40	0,483	0,034	0,438	0,528
RW18-p10; T120; Binder; +/-45°; v300	0,851	0,098	0,772	0,931
RW19-p10; T140; Binder; +/-45°; v300	0,745	0,052	0,676	0,814
RW20-p10; T20; Binder; +/-45°; v600	0,133	0,004	0,141	0,125
RW21-p10; T120; Binder; +/-45°; v600	0,912	0,050	0,827	0,997
RW22-p10; T140; Binder; +/-45°; v600	0,784	0,063	0,711	0,857
RW23-p10; T20; Binder; 0/90°; v600	0,104	0,005	0,111	0,098
RW24-p10; T140; Binder; 0/90°; v600	1,088	0,042	0,987	1,189
RW25-p10; T20; ohneB; +/-45°; v600	0,194	0,022	0,200	0,187
RW26-p10; T140; ohneB; +/-45°; v600	0,143	0,007	0,148	0,139
RW27-p10; T20; ohneB; 0/90°; v600	0,225	0,013	0,232	0,218
RW28-p10; T140; ohneB; 0/90°; v600	0,158	0,022	0,163	0,153
<b>Messung mit Variation des Normaldrucks</b>				
RW29-p22; T20; Binder; +/-45°; v20	0,069	0,002	0,073	0,065
RW30-p22; T120; Binder; +/-45°; v20	0,370	0,030	0,335	0,404
RW31-p22; T140; Binder; +/-45°; v20	0,370	0,017	0,336	0,405
RW32-p30; T20; Binder; +/-45°; v20	0,068	0,002	0,072	0,064
RW33-p30; T120; Binder; +/-45°; v20	0,314	0,026	0,285	0,343
RW34-p30; T140; Binder; +/-45°; v20	0,341	0,012	0,309	0,373
RW35-p22; T20; ohneB, +/-45°; v20	0,151	0,011	0,156	0,146
RW36-p22; T140; ohneB, +/-45°; v20	0,124	0,010	0,128	0,120
RW37-p30; T20; ohneB, +/-45°; v20	0,150	0,010	0,155	0,145
RW38-p30; T140; ohneB, +/-45°; v20	0,122	0,009	0,126	0,119

### 6.4.2. Ergebnisse der Reibversuche von Gewebe an Gewebe

Die Ergebnisse der Messreihen mit den Reibpartnern Gewebe an Gewebe sind in Abbildung 51 dargestellt.

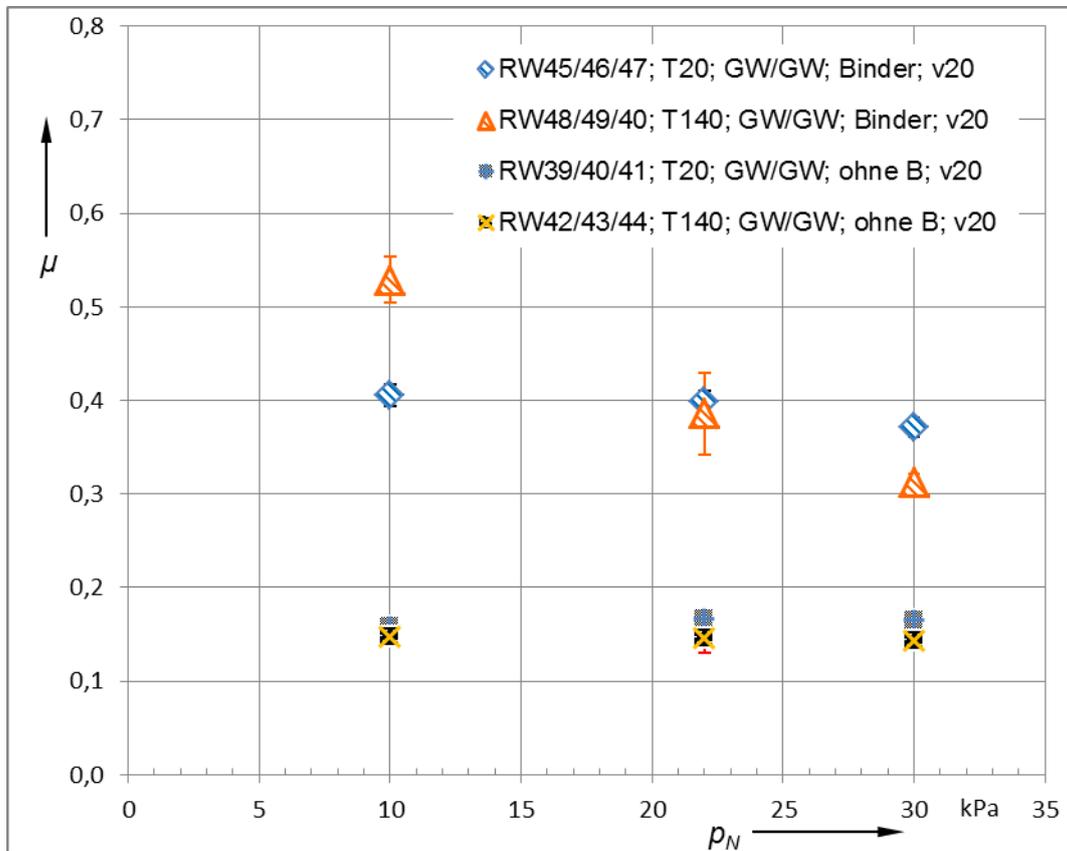


Abb. 51: Reibungskoeffizienten von Gewebe an Gewebe unter Variation der Temperatur und des Binderauftrags

Die Messreihen mit Gewebe an Gewebe ohne Binder zeigen bei Raumtemperatur sowie bei 140 °C keine eindeutige Abhängigkeit von der Höhe des Normaldrucks. Die Messpunkte bei 140 °C liegen geringfügig unterhalb der Messpunkte bei 20 °C.

Die Messreihen der Kontaktpartner Gewebe an Gewebe mit Binder zeigt dagegen ein anderes Bild. Beide Messreihen liegen deutlich höher im Vergleich zu den Messungen ohne Binder. Bei Raumtemperatur sinken die Reibungskoeffizienten mit einer progressiven Tendenz mit zunehmendem Normaldruck. Die Messreihen bei 140 °C weisen eine starke Abhängigkeit von dem Normaldruck auf. Die Reibungskoeffizienten sinken mit zunehmendem Normaldruck. Aufgrund der höheren Standardabweichung lässt sich keine Aussage über die Charakteristik des Kurvenverlaufs ableiten.

Tabelle 6: Mittelwerte und Standardabweichungen der Reibungskoeffizienten  
Gewebe an Gewebe

Benennung	$\mu$ Gewebe/ Gewebe	SD - s(A)
<b>Messung Gewebe an Gewebe ohne Binderauftrag</b>		
RW39-p10; T20; GWOB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,158	0,002
RW40-p22; T20; GWOB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,166	0,001
RW41-p30; T20; GWOB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,165	0,001
RW42-p10; T140; GWOB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,148	0,004
RW43-p22; T140; GWOB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,145	0,015
RW44-p30; T140; GWOB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,143	0,002
<b>Messung Gewebe an Gewebe mit Binderauftrag</b>		
RW45-p10; T20; GWmB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,406	0,011
RW46-p22; T20; GWmB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,398	0,011
RW47-p30; T20; GWmB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,371	0,010
RW48-p10; T140; GWmB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,529	0,025
RW49-p22; T140; GWmB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,386	0,044
RW50-p30; T140; GWmB 0/90° an GWOB +/-45°; v20	0,312	0,010

### 6.4.3. Ergebnisse der topologischen Untersuchung

In den nachfolgenden Mikrographieaufnahmen sind die Oberflächen der bebinderten Proben vor und nach der Messung dargestellt. In Abbildung 52 sind die Zustände vor der Messung und nach der Messung mit 10 kPa Normaldruck bei Raumtemperatur gezeigt. Die Veränderung im Schmelzübergangsbereich von 90 °C mit Normaldrücken von 10 kPa und 22 kPa sind in Abbildung 53 dargestellt. Bei Temperaturen von 120 °C sowie 140 °C mit aufgeschmolzenem Binder zeigen die Abbildungen 54 bis 56 die Veränderungen im Tragverhalten in Abhängigkeit von Normaldruck und Temperatur. Das Verhalten bei Proben mit 0/90° Orientierung zur Bewegungsrichtung mit 10 kPa Normaldruck bei 120 °C sowie 140 °C kann aus der Abbildung 57 entnommen werden.

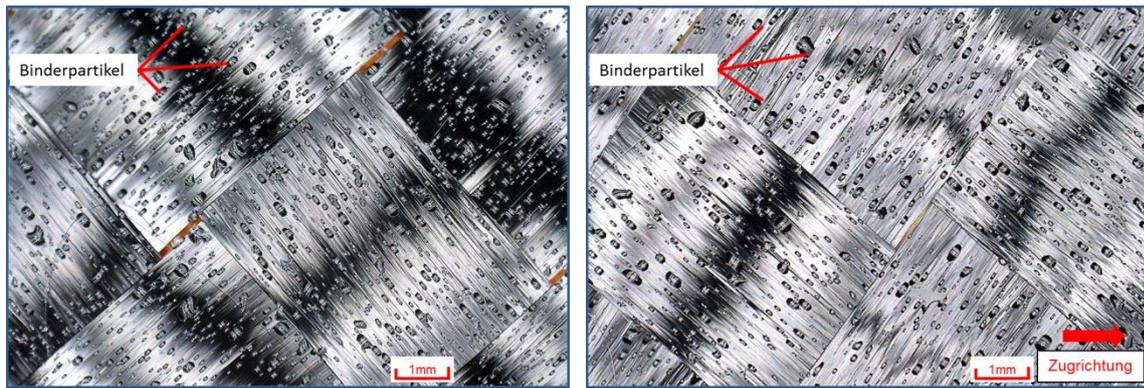


Abb. 52: Proben mit Binder bei Raumtemperatur; links: vor der Messung; rechts: nach Messung 1-1;  $p_N = 10 \text{ kPa}$ ;  $v = 20 \text{ mm/min}$ ;  $\pm 45^\circ$ ; keine sichtbare Veränderung

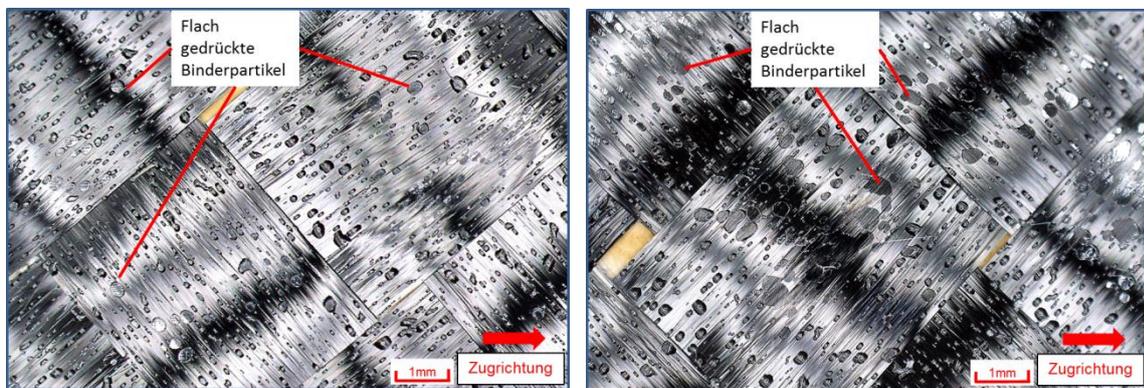


Abb. 53: Proben mit Binder bei  $90 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $\pm 45^\circ$  Orientierung; links: nach Messung 33-1 bei  $p_N = 10 \text{ kPa}$ ;  $v = 20 \text{ mm/min}$ ; rechts: nach Messung 34-3 bei  $p_N = 22 \text{ kPa}$ ;  $v = 20 \text{ mm/min}$ ; sichtbare Abplattung der Binderpartikel

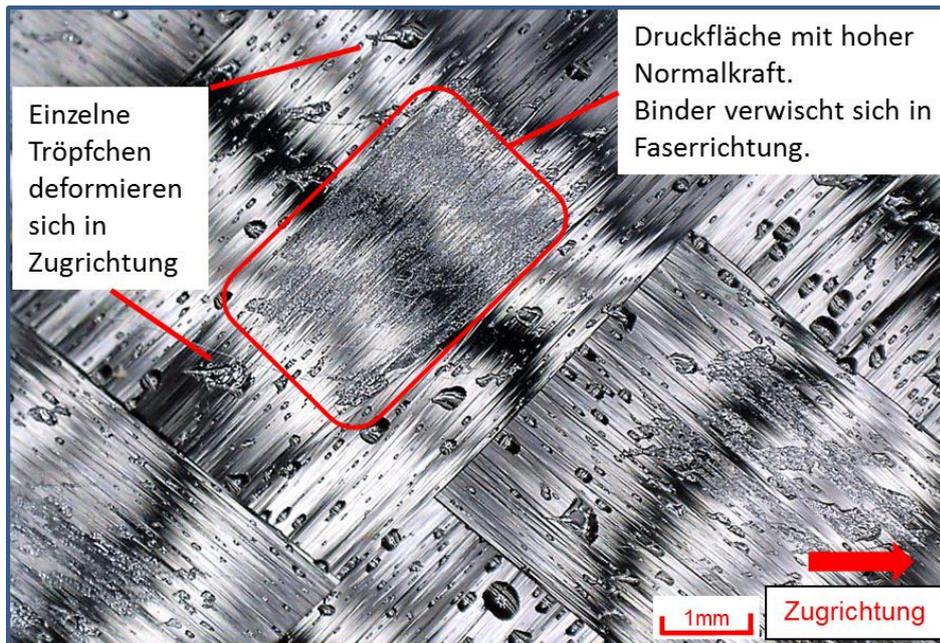


Abb. 54: Probe mit Binder bei  $p_N = 10 \text{ kPa}$  und  $\pm 45^\circ$  Orientierung nach Messung 2-1;  $T = 120^\circ \text{ C}$ ;  $v = 20 \text{ mm/min}$ ; sichtbare Druckstellen und Verschmieren der Binderpartikel

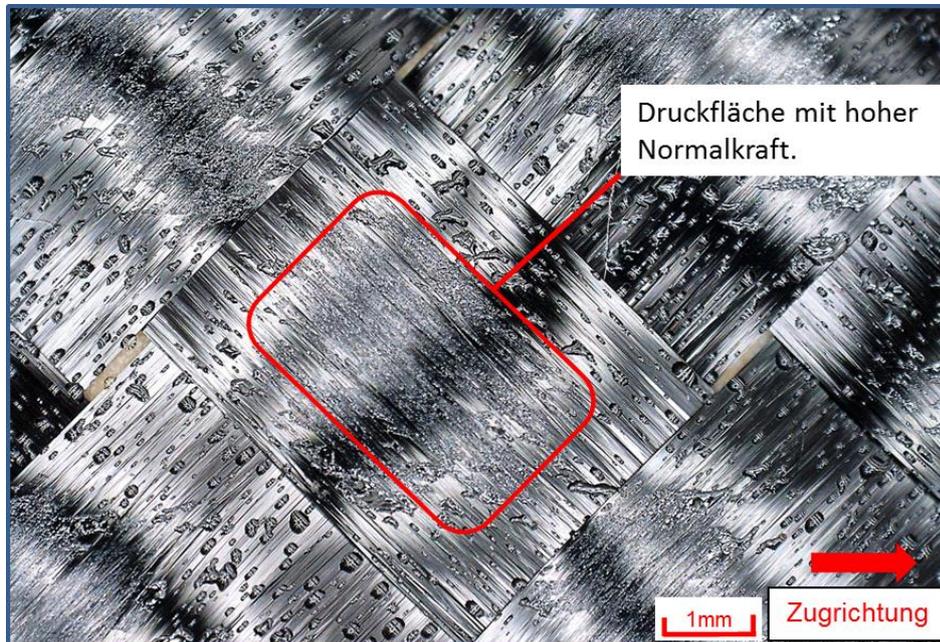


Abb. 55: Probe mit Binder bei  $p_N = 10 \text{ kPa}$  und  $\pm 45^\circ$  Orientierung nach Messung 3-1; bei  $T = 140^\circ \text{ C}$ ;  $v = 20 \text{ mm/min}$ ; sichtbare Druckstellen und Verschmieren der Binderpartikel

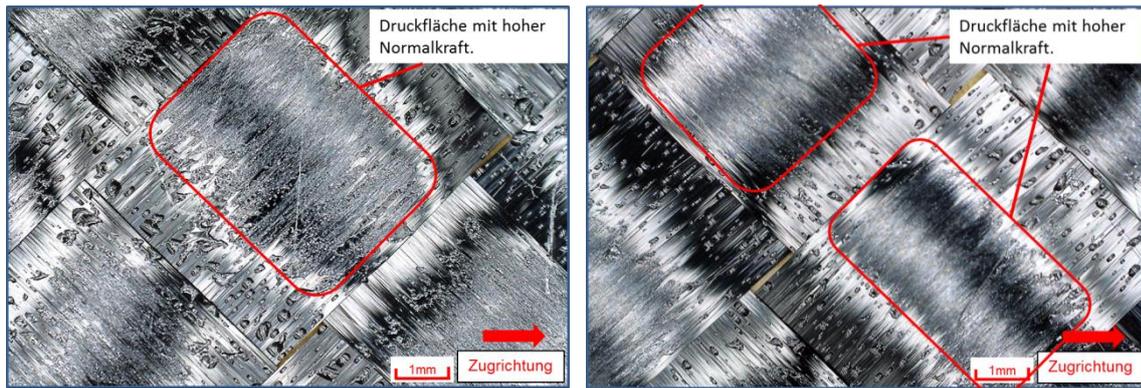


Abb. 56: Proben mit Binder bei  $p_N = 30$  kPa und  $\pm 45^\circ$  Orientierung;  
 links: nach Messung 31-3 bei  $T = 120$  °C;  $v = 20$  mm/min;  
 rechts: nach Messung 32-3 bei  $T = 140$  °C;  $v = 20$  mm/min;  
 größere Druckflächen sichtbar

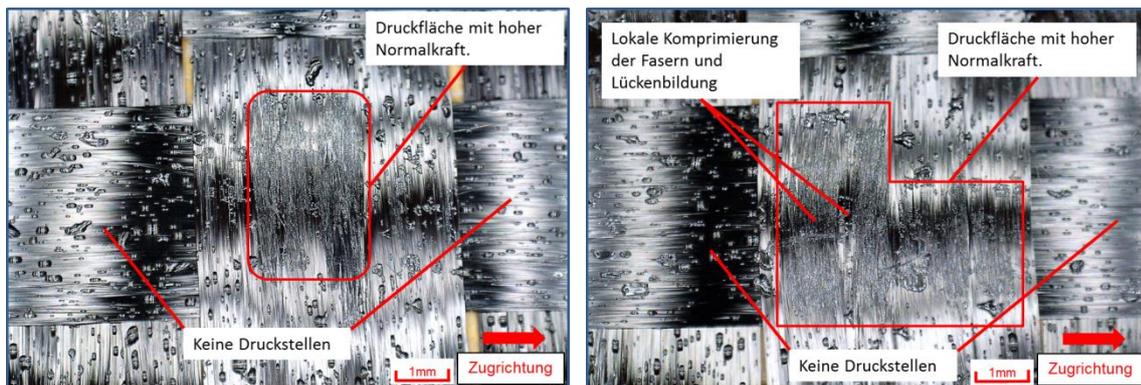


Abb. 57: Proben mit Binder bei  $p_N = 10$  kPa und  $0/90^\circ$  Orientierung;  
 links: nach Messung 8-2 bei  $T = 120$  °C;  $v = 20$  mm/min;  
 rechts: nach Messung 9-3 bei  $T = 140$  °C;  $v = 20$  mm/min;  
 lokale Komprimierung der  $90^\circ$  Faserbündel und Faserverschiebung

## 6.5. Interpretation der Ergebnisse

### 6.5.1. Reibverhalten von Gewebe an den Druckplatten

#### 6.5.1.1. Verhalten bei Variation der Temperatur

In Abbildung 46 sind die Ergebnisse der Messungen mit unterschiedlichen Temperaturen, bei  $\pm 45^\circ$  Faserwinkel zur Zugrichtung, einem Normaldruck von 10 kPa und einer Prüfgeschwindigkeit von 20 mm/min aufgeführt. Die Messungen mit den Proben mit Binderauftrag zeigen eine plausible Charakteristik. Bei Raumtemperatur ist die Reibung relativ niedrig. In Abbildung 52 rechts ist die Oberfläche der Probe 1-1 nach dem

Reibversuch stark vergrößert dargestellt. Die Binderpartikel auf dem Gewebe weisen, im Vergleich zur Probe vor der Messung in Abbildung 52 links, keine erkennbare Veränderung auf. Aufgrund der erhabenen Topologie der Binderpartikel bilden diese punktförmigen Kontaktpunkte über der gesamten Fläche. Mit hoher Wahrscheinlichkeit sind ausschließlich die Binderpartikel in Kontakt mit den Druckplatten. Die Reibpartner sind daher Binder auf Epoxidharzbasis an Aluminium bzw. Glas.

Bei Temperaturen über dem Schmelzbereich des Binders schmelzen die Binderpartikel auf. Der Schmelzbereich von 70 °C bis 90 °C ist in Abbildung 39 durch die steil abfallende Viskosität zu erkennen. In Abbildung 53 werden die Oberflächenstrukturen nach dem Versuch bei 90 °C bei einem Normaldruck von 10 kPa und 30 kPa gezeigt. Wie zu sehen ist, sind die Binderpartikel an den Kontaktstellen abgeflacht. Es ist aber keine Scherdeformation der viskosen Binderpartikel erkennbar. Die dynamische Viskosität ist mit  $\eta_{90^\circ\text{C}} = 8,2 \cdot 10^4 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  noch sehr hoch, Abbildung 39.

Die Messergebnisse bei 120 °C (RW2) und 140 °C (RW3) mit Binder weisen vielfach höhere Reibungskoeffizienten im Vergleich zur Messung bei Raumtemperatur (RW1) auf. Die hohe Reibung ist durch die nun vorherrschende visko-elastische Reibung des Binders begründet. Die Viskosität des Binders sinkt mit zunehmender Temperatur entsprechend der Kennlinie in Abbildung 39. Die Mikrographieaufnahme in Abbildung 54 zeigt deutlich wie der aufgeschmolzene Binder durch die Relativbewegung verschmiert und in das Gewebe eingedrückt wird. Es ist aber weiterhin kein vollflächiger Kontakt des Gewebes zu den Druckplatten vorhanden. An den Kreuzungspunkten der Faserbündel bilden sich lokal begrenzte Druckflächen aus. Gespreizte Faserbündel weisen einen elliptischen Querschnitt auf [40, 58, 66], wodurch in der Mitte der Kreuzungspunkte die größte Gewebedicke vorherrscht. Mit zunehmendem Normaldruck vergrößert sich die Druckfläche innerhalb eines Kreuzungspunktes zunehmend. An den Stellen außerhalb der Druckflächen sind vereinzelt Binderpartikel erkennbar (siehe Abb. 54), die eine geringe Berührung zur Druckplatte aufgebaut haben und sich durch die Relativbewegung tropfenförmig leicht in die Länge ziehen, bevor sie den Kontakt wieder verlieren.

#### **6.5.1.2. Verhalten bei Variation des Binderauftrags**

Bei den unbedinderten Proben der Messreihe RW4, 5 und 6 zeichnet sich im Vergleich zu den bedinderten Proben ein anderes Verhalten ab. Im Gegensatz zu dem Verhalten der bedinderten Proben ist keine ausgeprägte Haftreibung bzw. Adhäsion zu erkennen. Die Messkurven verlaufen nahezu waagrecht über den gesamten Weg. Ausgehend von dem Reibungskoeffizienten bei Raumtemperatur sinken mit zunehmender Temperatur die Reibungskoeffizienten weiter ab. Dieses Verhalten deutet auf einen visko-elastischen

Reibanteil hin, der sehr wahrscheinlich durch die Schlichte auf den Filamenten entsteht [55, 59, 65]. Durch die Schlichte auf den Fasern bildet sich eine Grenzschichtschmierung an der Faseroberfläche aus, die effektiv Adhäsionskräfte zu Beginn der Gleitbewegung reduziert.

### **6.5.1.3. Verhalten bei Variation der Faserorientierung**

Aus Abbildung 47 kann das Reibverhalten bei einer Faserorientierung von  $0/90^\circ$  im Vergleich zu  $\pm 45^\circ$  zur Zugrichtung bei unterschiedlichen Temperaturen mit und ohne Binderauftrag entnommen werden.

Bei Gewebe mit Binderauftrag bei Raumtemperatur ist der Reibungskoeffizient bei  $0/90^\circ$  Orientierung (RW7) geringfügig höher als bei  $\pm 45^\circ$  (RW1). Die Differenz liegt jedoch im Bereich der Standardabweichung der Messung und ist daher kein eindeutiger Hinweis auf eine faserrichtungsabhängige Änderung der Reibung. Ähnlich geringe Unterschiede zwischen  $0/90^\circ$  und  $\pm 45^\circ$  von Gewebe mit Binderauftrag gegen Aluminium bei Raumtemperatur werden in der Arbeit von [9] ermittelt. Die in Kapitel 6.5.1.1 getroffene Annahme, dass unterhalb der Schmelztemperatur hauptsächlich die Binderpartikel in Kontakt mit den Druckplatten stehen, wird damit bekräftigt. Gewebe mit Binderauftrag zu den Druckplatten weisen eine isotrope Reibcharakteristik auf, die unabhängig von der Faserorientierung ist.

Im Vergleich hierzu zeigt sich bei  $120^\circ\text{C}$  (RW8) wie auch bei  $140^\circ\text{C}$  (RW9) ein starker Anstieg um 25 % bzw. 37 % im Vergleich zur den Messungen (RW2 bzw. RW3) mit  $\pm 45^\circ$  Orientierung. Eine ähnliche Charakteristik zeigen die unbedinderten Proben. Sowohl bei Raumtemperatur als auch bei  $140^\circ\text{C}$  gibt es eine eindeutige Abhängigkeit von der Faserorientierung

In Anwesenheit eines viskosen Mediums, im vorliegenden Fall aufgeschmolzener Binder oder Schlichte auf den Fasern, bildet sich eine visko-elastische Reibung aus. Die Faserstränge bilden aufgrund ihrer Mikrostruktur freie Zwischenräume aus, in denen sich das viskose Medium sammeln kann. An der Grenzschicht zur Druckplatte haften viskose Medien sowohl an den Filamenten wie auch an der Druckplatte und unterliegen einer viskosen Scherströmung. Bei den  $\pm 45^\circ$  Proben können die viskosen Medien leichter entlang der Achse der Filamente abgleiten. Die  $45^\circ$  Schräge wirkt wie ein Plug. Dies ist in der Mikrographieaufnahme in Abbildung 54 gut zu erkennen. Die erhabenen Binderpartikel werden mit dem Kontakt zur Druckplatte in Zugrichtung tropfenförmig deformiert. Mit dünner werdender Schichtdicke der Binderpartikel ändert sich die Fließrichtung von  $0^\circ$  auf ca.  $45^\circ$ , Abbildung 54. Die Schicht wird zunehmend dünner und wird in die Faserstränge eingedrückt.

Dagegen bilden bei den 0/90° Proben die 90° zur Zugrichtung liegenden Faserbündeln massive Barrieren in Bewegungsrichtung, die die Scherströmung des Binders behindern. In Abbildung 57 rechts wird sichtbar, wie sich die Fasern innerhalb eines Faserbündels entgegen der Zugrichtung deformieren und sich Lücken bilden. Durch dieses Aufstauchen verändert sich offensichtlich die Dicke der Faserbündel. Dies führt dazu, dass die in Bewegungsrichtung liegenden 0° Kettfäden keinen sichtbaren Traganteil übernehmen. Die 90° Schussfäden tragen die gesamte Normalkraft der Druckplatten. Aufgrund dieses Verhaltens des Gewebes bei Prüfung in 0/90° Orientierung entsprechen die ermittelten Reibungskoeffizienten den Werten reiner 90° Proben (Fasern quer zur Zugrichtung). Makroskopisch betrachtet sind die effektiven Kontaktstellen bei den 0/90° Messungen ca. halb so groß wie bei den +/- 45° Messungen und damit ergeben sich entsprechend höhere Kontaktdrücke. Der Einfluss des Normaldruckes auf die Größe der makro-, meso- und mikroskopischen Kontaktflächen wird in [58, 65, 66] ausführlich untersucht. Auf mesoskopischer Ebene stimmen die Ergebnisse im Hinblick auf die Flächenausdehnung und Abhängigkeit vom Normaldruck mit den Beobachtungen der hier vorliegenden Arbeit gut überein.

#### **6.5.1.4. Verhalten bei Variation der Reibgeschwindigkeit**

In Abbildung 48 sind die Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit der Reibgeschwindigkeit dargestellt, die anhand von Gewebeproben mit +/- 45° sowie 0/90° Faserwinkel bei unterschiedlichen Temperaturen ermittelt werden.

Die Proben ohne Binder zeigen einen uneinheitlichen Verlauf. Bei Raumtemperatur steigt der Reibungskoeffizient mit der Reibgeschwindigkeit bei beiden Orientierungsvarianten. Bei 140 °C dagegen bleiben die Reibungskoeffizienten nahezu konstant. Nachdem bei den unbedinderten Proben eine eindeutige Abhängigkeit der Temperatur vorliegt, die vermutlich durch die einhergehende Änderung der Viskosität der Schlichte begründet ist, wäre bei 140 °C ein Anstieg des Reibungskoeffizienten mit zunehmender Geschwindigkeit zu erwarten. Eine Erklärung für dieses Verhalten könnte ein strukturviskoses Verhalten der Schlichte sein. Wahrscheinlicher ist jedoch, dass eine Mischreibung vorliegt, bei der der Anteil der visko-elastischen Reibung eine untergeordnete Rolle spielt. Bei 140 °C könnte die Viskosität der Schlichte so gering sein, dass keine signifikante Erhöhung des visko-elastischen Reibanteils mit zunehmender Geschwindigkeit entsteht. Durch die hohe Reibgeschwindigkeit kann hingegen eine verbesserte hydrodynamische Schmierung vorliegen, die den Anteil der Festkörperreibung reduziert. Das Reibverhalten von 3K und 12K Faserbündel mit und ohne Schlichte wird in [59] untersucht. Die Reibungskoeffizienten von Faserbündel an einer metallischen Rolle sind bei den Fasern mit Schlichte geringer. Die

Reibgeschwindigkeit betrug 33 mm/s. Die Abhängigkeit von der Reibgeschwindigkeit wird in [59] nicht untersucht.

Die bei Raumtemperatur geprüften bebinderten Proben zeigen einen leichten Anstieg im Reibungskoeffizienten mit zunehmender Reibgeschwindigkeit. Dagegen weisen die bebinderten Proben bei Temperaturen über dem Schmelzbereich eine starke Abhängigkeit von der Reibgeschwindigkeit auf. Bei einer Steigerung der Geschwindigkeit von 10 mm/min auf 600 mm/min steigt der Reibungskoeffizient um ca. 90 % an.

Der relativ starke Anstieg der Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit von der Reibgeschwindigkeit zeigt die Charakteristik einer visko-elastischen Reibung. Die hydrodynamische visko-elastische Reibung ist nach [72] proportional zur Wurzel der dynamischen Viskosität  $\eta$  und der Reibgeschwindigkeit  $v_0$  sowie umgekehrt proportional zur Wurzel des mittleren Druckes  $p_{VR}$  im Schmierpalt und der scheinbaren Kontaktlänge  $L_{VR}$  entsprechend Gleichung (30).

$$\mu \approx 2 \cdot \sqrt{\frac{\eta \cdot v_0}{L_{VR} \cdot p_{VR}}} \quad (30)$$

Aus der Viskositätskurve des Binders in Abbildung 39 können die folgenden Werte der dynamischen Viskosität entnommen werden.

$$\eta_{120^\circ\text{C}} = 1,25 \cdot 10^4 \text{ Pa}\cdot\text{s} \quad \eta_{140^\circ\text{C}} = 8 \cdot 10^3 \text{ Pa}\cdot\text{s}$$

Angewendet auf die Ergebnisse der Messungen unter Variation der Temperatur und damit der Viskosität ergibt sich eine erstaunlich gute Übereinstimmung in der Proportionalität und bestätigt damit das Vorhandensein einer visko-elastischen Reibung. Bei Variation der Reibgeschwindigkeit konnte jedoch keine Übereinstimmung festgestellt werden. Hier ergeben sich nach Gleichung (30) weit höhere Reibungskoeffizienten bei 600 mm/min als gemessen. Erst durch Einfügen eines empirisch ermittelten Exponenten  $n = 0,33$ , ergibt sich auch eine gute Übereinstimmung in der Proportionalität zur Geschwindigkeit.

Die modifizierte Berechnungsgleichung lautet damit:

$$\mu = 2 \cdot \sqrt{\frac{\eta \cdot (v_0)^n}{L_{VR} \cdot p_N}} \quad (31)$$

Gültigkeitsbereich:

$$10 \leq v_0 \leq 600 \text{ mm/min} \quad \text{bei } p_N = 10 \text{ kPa und } 8 \cdot 10^3 \leq \eta \leq 1,25 \cdot 10^4 \text{ Pa}\cdot\text{s}$$

$10 \leq p_N \leq 30 \text{ kPa}$  bei  $\eta = 1,25 \cdot 10^4 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  und  $v_0 = 20 \text{ mm/min}$

Aus Gleichung (31) kann die resultierende charakteristische Länge  $L_{VR}$  berechnet werden. Eine exakte Übereinstimmung bei der Messreihe RW13 wird mit  $L_{VR} = 0,78 \text{ mm}$  erreicht. Damit erhält man bei allen Messreihen mit  $\pm 45^\circ$  Faserorientierung zufriedenstellende Übereinstimmung mit den Messergebnissen. Bei den Messungen mit  $0/90^\circ$  betragen die Variablen zum Abgleich  $n = 0,33$  und  $L_{VR} = 0,43 \text{ mm}$  auf der Basis von RW8. Die Messergebnisse der Reihen ohne Binder finden mit dem Ansatz der Gleichung (31) nur eine befriedigende geschwindigkeitsabhängige Übereinstimmung mit einem Exponenten  $n = 0,13$  und einer charakteristischen Länge  $L_{VR} = 0,425 \text{ mm}$  bei  $\pm 45^\circ$  Orientierung und  $L_{VR} = 0,3 \text{ mm}$  bei  $0/90^\circ$ . An dieser Stelle wird darauf hingewiesen, dass mit dem Exponenten  $n$  ggf. auch die notwendige Anpassung der geschwindigkeitsabhängigen Viskosität (Strukturviskosität) erreicht wird. Kennwerte über die Geschwindigkeitsabhängigkeit der Viskosität von dem Binder und der Schlichte liegen den Autoren nicht vor.

Die mit Gleichung (31) berechneten Reibungskoeffizienten über die Reibgeschwindigkeit im Vergleich zu den experimentellen Messergebnissen sind in Abbildung 58 zu sehen.

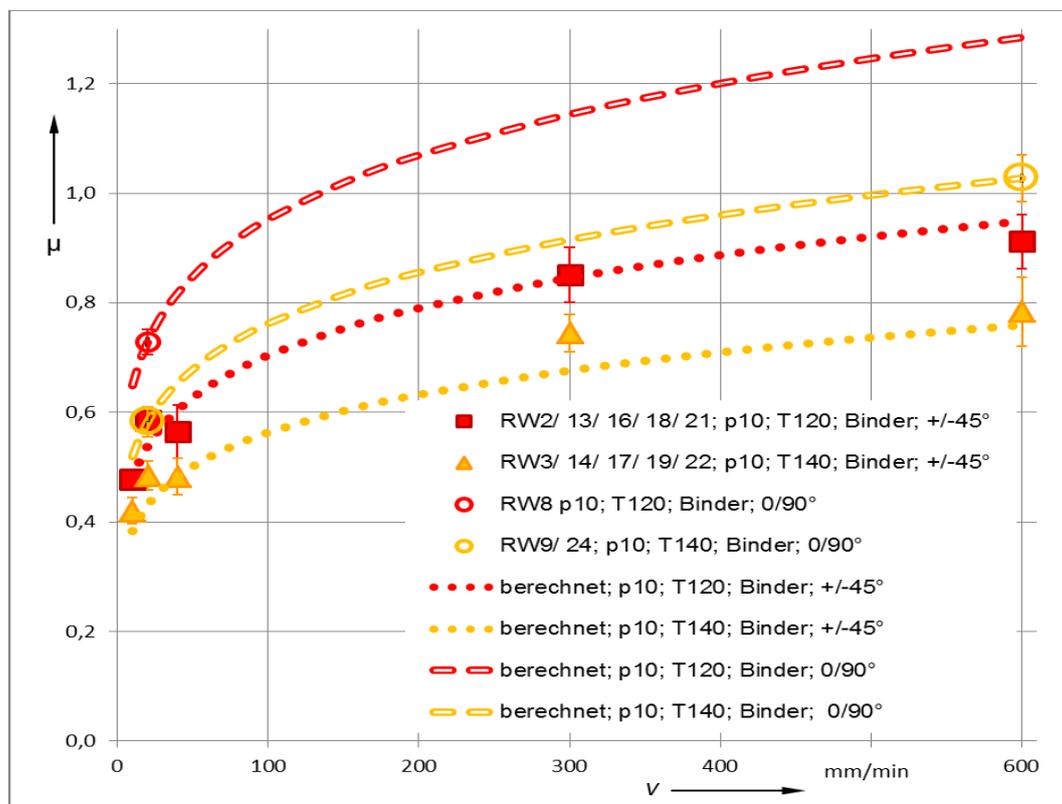


Abb. 58: Reibungskoeffizient in Abhängigkeit vom der Reibgeschwindigkeit;  
Messwerte und berechnete Werte im Vergleich

Bei einem Normaldruck von  $p = 10$  kPa ergibt sich eine sehr gute Übereinstimmung mit einer maximalen Abweichung von +9 % bei 120 °C und +12 % bei 140 °C. Die in Abbildung 48 offensichtlich gewordene Diskrepanz zwischen den Messergebnissen der Reihe RW2 bei 20 mm/min und RW16 bei 40 mm/min scheint sich bei der Gegenüberstellung zu den rechnerischen Ergebnissen als Messabweichung im Bereich +9 % bei RW2 und -7 % bei RW16 aufzulösen. Das gleiche gilt für die Diskrepanz zwischen RW3 und RW17.

### 6.5.1.5. Verhalten in Abhängigkeit der Normalkraft

In Abbildung 49 sind die Mittelwerte der Reibungskoeffizienten von bebinderten Gewebeproben in Anhängigkeit des Normaldrucks  $p_N$  bei verschiedenen Temperaturen dargestellt. Hieraus wird ersichtlich, dass bei Temperaturen im Schmelzbereich des Binders der Reibungskoeffizient mit zunehmender Normalkraft sinkt. Dieses Verhalten deckt sich tendenziell mit dem Reibverhalten von Gleitpartner mit visko-elastischem Reibanteil [59, 61, 65, 67, 73 - 77].

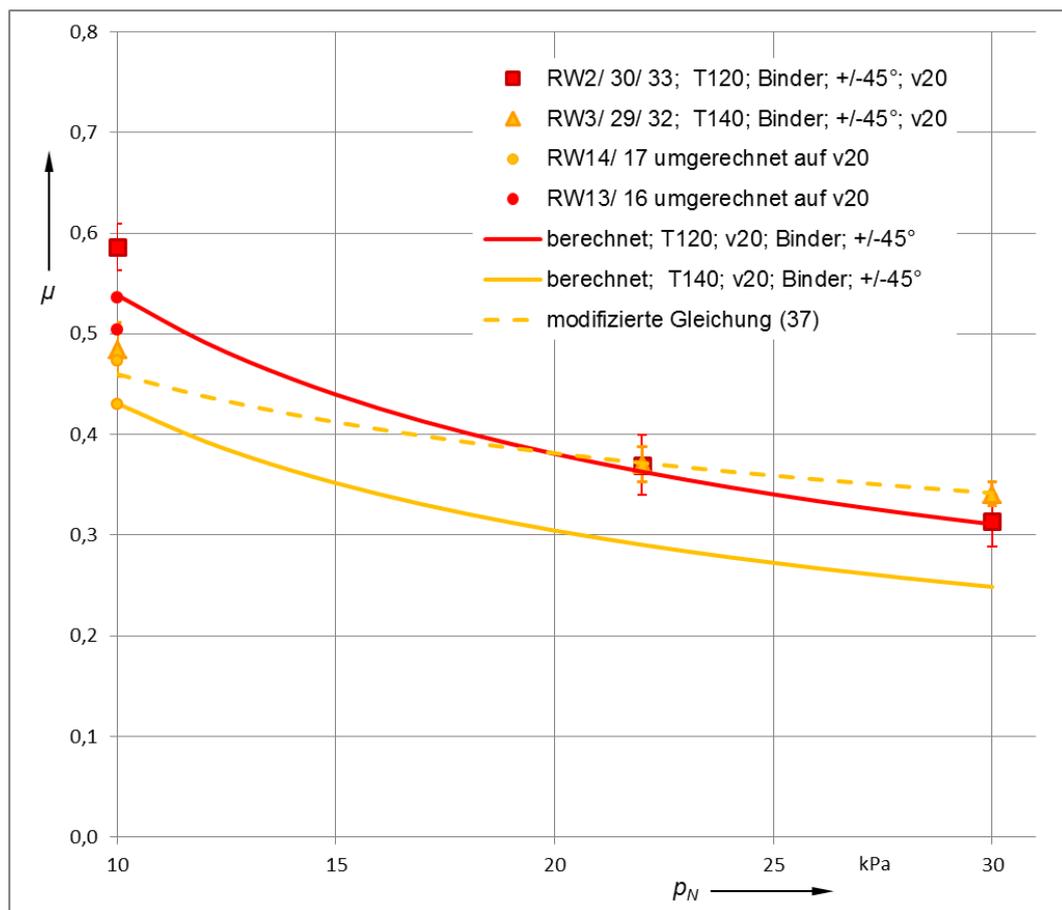


Abb. 59: Reibungskoeffizient in Abhängigkeit vom Normaldruck;  
Messwerte und berechnete Werte im Vergleich

Entsprechend der Gleichung (31) sollte der Reibungskoeffizient proportional zur Wurzel des Druckes bei einer rein visko-elastischen Reibung sinken. In Abbildung 59 sind die Reibungskoeffizienten von bebindertem Gewebe mit +/- 45° Orientierung bei 120 °C und 140 °C als berechneter Kurvenverlauf gemäß Gleichung (31) dargestellt. Im Vergleich hierzu sind die einzelnen Messpunkte eingetragen.

Bei einem Normaldruck von 10 kPa liegen die beiden Messwerte RW2 (120 °C) und RW3 (140 °C) über den jeweiligen Kurven. Dies ist auf die zuvor genannte Messabweichung zurückzuführen, die bereits in Abbildung 58 im Vergleich zu den benachbarten Datenpunkten offensichtlich wird. Zu Veranschaulichung der hier vorliegenden Streuung werden die Ergebnisse der Messreihen RW13, RW14, RW16 und RW17, mit Gleichung (31) umgerechnet auf eine Prüfgeschwindigkeit von 20 mm/ min, mit in Abbildung 59 aufgenommen.

Bei höheren Normaldrücken fallen die Reibungskoeffizienten bei 140 °C weniger stark ab und liegen über dem Niveau der 120 °C Werte. Erwartungsgemäß sollten die Reibungskoeffizienten bei 140 °C, aufgrund der geringeren Viskosität des Binders, immer kleiner sein als die Werte bei 120 °C. Es ist nicht plausibel, weshalb die Messwerte bei 22 kPa und 30 kPa Normaldruck über den entsprechenden Werten bei 120 °C liegen. Es wird vermutet, dass sich durch die geringe Viskosität und den hohen Anpressdruck eine Mischreibung mit Anteilen von Festkörperreibung einstellt und hierdurch der Reibungskoeffizient ansteigt. Es wird empfohlen diesen Sachverhalt in Anschlussarbeiten weiter zu untersuchen.

Für die folgenden Kapitel werden die Reibungskoeffizienten von bebindertem Gewebe an den Druckplatten bei 140 °C mit der empirisch modifizierten Gleichung (32) berechnet. Die Ergebnisse von Gleichung (32) ist in Abbildung 59 als gestrichelte Linie eingetragen und führt zu einer guten Übereinstimmung mit den Messwerten.

$$\mu = \frac{1}{5} \cdot \sqrt{\frac{\eta \cdot (v_0)^n}{L_{VR} \cdot (p_N)^{0,5}}} \quad (32)$$

mit  $n = 0,367$  und  $L_{VR} = 0,78 \text{ mm}$

Gültigkeitsbereich:

$10 \leq v_0 \leq 600 \text{ mm/min}$  bei  $p_N = 10 \text{ kPa}$  und  $8 \cdot 10^3 \leq \eta \leq 1,25 \cdot 10^4 \text{ Pa}\cdot\text{s}$

$10 \leq p_N \leq 30 \text{ kPa}$  bei  $\eta = 8 \cdot 10^3 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  und  $v_0 = 20 \text{ mm/min}$

#### **6.5.1.6. Strukturviskoses Anfangsverhalten bei Start und Stopp der Bewegung**

Die Intervallversuche mit wiederholenden Starts und Stopps in der Reibbewegung geben Aufschluss über das strukturviskose Verhalten des Binders (siehe Abb. 50). Mit Beginn der Bewegung des ersten Intervalls (1) steigt zunächst die Kurve sehr steil und linear an. Dieses Kraft-Dehnungs-Verhalten spiegelt die Eigensteifigkeit des Versuchsaufbaus wieder, der sich geringfügig elastisch deformiert. Die Federsteifigkeit des Versuchsaufbaus beträgt ca. 0,001 mm/N. Ab einer Reibkraft von ca. 400 N bei 140 °C und 500 N bei 120 °C, knickt die Kurve sichtlich ab. Die Scherspannung hat ein Niveau erreicht, bei dem der Binder vermutlich aufgrund seines strukturviskosen Verhaltens zu scheren beginnt. Ein ähnliches Verhalten wird von [70] bei der Untersuchung der interlaminaren Reibung von Prepregs festgestellt und als bi-lineares Verhalten bezeichnet. Es ist der Übergang von einem hart-elastischen Bereich in einen visko-elastischen Bereich, der mit dem Erreichen der Fließgrenze eintritt. Mit zunehmender Scherbewegung verschmiert der Binder zunehmend und nimmt dabei in seiner Schichtdicke ab und gleichzeitig in seiner Flächenausdehnung zu. Bei konstanter Reibgeschwindigkeit steigt damit die Schergeschwindigkeit in der Binderschicht. Der Kraftanstieg verlangsamt sich dennoch, was auf ein strukturviskoses Verhalten des Binders schließen lässt. Am Scheitelpunkt kommt wahrscheinlich die Schichtdickenreduktion zum Erliegen und die visko-elastische Reibung nimmt weiter ab. Dieses Verhalten deutet auf ein thixotropes Verhalten des Binders hin. Gegebenenfalls liegt zu dem Zeitpunkt eine Mischreibung aus visko-elastischer Reibung und Festkörperreibung zwischen Fasern und den Druckplatten vor.

Bei den darauffolgenden Intervallen 2 bis 5 verlaufen die Kraftanstiege bis zum Scheitelpunkt linear. Knickpunkte mit Änderung der Steigung sind nicht zu erkennen. Im Gegensatz zum ersten Intervall, ist die Flächenausdehnung des Binders bereits zu Beginn der Bewegung erheblich größer und die Schichtdicke bereits reduziert. Beides führt zu einem höheren Kraftaufwand bis zum Beginn der Fließgrenze. Zudem ist zu beachten, dass der Binder über die Zeit zunehmend vernetzt und damit seine Viskosität zunimmt. Dies zeigt sich in der Zunahme der maximalen Reibkraft von Intervall zu Intervall. Die wiederholende Reibungscharakteristik der Intervalle bestätigt das thixotrope Verhalten des Binders. In den je 30 s Stillstand zwischen den Intervallen relaxiert die Scherspannung und die Reibkraft sinkt auf ein Niveau von ca. 30 % der Kraft zu Beginn des Stopps.

Ein ähnliches Anfangsverhalten beim Start der Relativbewegung zwischen Carbonfaser-Prepreg und einem Aluminiumwerkzeug sowie eine signifikante Relaxation mit Stopp der Bewegung wird in [69] ermittelt. Der Wiederanstieg der Scherspannung mit dem Start der Bewegung nach 60min Haltezeit steigt deutlich über das vorhergehende Niveau weist aber

kein ausgeprägtes Maximum auf, sondern steigt trotz zunehmender Werkzeugtemperatur langsam weiter an. Dies wird in [69] mit einer vorliegenden Mischreibung begründet. Die Reibgeschwindigkeit betrug hierbei allerdings nur 0,01 bzw. 0,05 mm/min.

### **6.5.2. Reibverhalten von Gewebe an Gewebe**

Das Reibverhalten von Gewebe an Gewebe ohne Binder weist eine Charakteristik auf, die sehr vergleichbar ist mit dem des Gewebes an den Druckplatten. Mit der Erhöhung der Temperatur sinken die Reibungskoeffizienten leicht. Eine Abhängigkeit von der Höhe des Normaldrucks ist nicht zu erkennen. Bei der Gewebe an Gewebe Reibung berühren sich die zueinander kreuzenden Faserbündel einander. Mikroskopisch betrachtet bilden sich hierbei Filament an Filament Kontaktpunkte unter Hertzscher Flächenpressung aus, die im Vergleich zur Reibpaarung Gewebe an den Druckplatten wesentlich kleinere Berührflächen bilden. Es wird vermutet, dass durch die höhere Flächenpressung die visko-elastische Schlichte verdrängt wird und dadurch überwiegend eine Festkörperreibung vorliegt.

Bei den Messungen mit bebinderten Gewebeproben zeigt sich bei Raumtemperatur ein stark abweichendes Verhalten im Vergleich zu den Messungen mit Gewebe an den Druckplatten. Die Reibungskoeffizienten sind um ein Vielfaches höher und sinken mit zunehmendem Normaldruck stärker ab. Die Ursache hierfür liegt sehr wahrscheinlich an der Topologie der Binderpartikel auf dem Gewebe. Bei Gewebe an Gewebe Kontakt dringen die erstarrten Binderpartikel in die Faserbündel des Reibpartners ein. Sie bilden eine Art Verzahnung. Da die beiden Gewebe zueinander mit einem Winkelversatz von  $45^\circ$  stehen, müssen beim Abgleiten der beiden Gewebe die Binderpartikel über die Filamente gezogen werden. Entsprechend dem Kontaktwinkel zwischen Binderpartikel und Filament ergeben sich entsprechend hohe Reibkräfte.

Im Anhang 5 sind die Berechnungsgleichungen zur rechnerischen Ermittlung der Reibungskoeffizienten zusammengefasst wiedergegeben.

## **6.6. Schlussfolgerung**

In der Produktion von carbonfaserverstärkten Faserverbundbauteilen werden heute überwiegend Gewebe verwendet, die mit einem einseitigen Binderauftrag bezogen werden. Im Drapierprozess wird das Gewebe in der Regel im Stapel über die Schmelztemperatur des Binders aufgeheizt und anschließend in einem gekühlten Werkzeug umgeformt. Die Umformkräfte führen zu Normalkräften zwischen den Gleitpartnern. Mit der vorliegenden Arbeit werden detaillierte Erkenntnisse über das charakteristische Reibverhalten zwischen

Gewebe und Werkzeugoberfläche gewonnen. Dies umfasst das geschwindigkeits- und druckabhängige Verhalten mit und ohne Binderauftrag bei verschiedenen Prozesstemperaturen bei  $0/90^\circ$  sowie  $\pm 45^\circ$  Faserorientierung zur Bewegungsrichtung.

Mit der Variation der Temperatur ändert sich das Reibverhalten der bebinderten Gewebeseite signifikant. Bei Raumtemperatur bilden die Binderpartikel auf der Gewebeoberfläche erhabene Kontaktpunkte und sind damit die eigentlichen Reibpartner zu der Werkzeugwand. Diese Paarung besitzt sehr geringe Reibungskoeffizienten und ist unabhängig von der Faserorientierung. Mit dem Überschreiten der Schmelztemperatur ändert sich das Reibverhalten deutlich. Der schmelzflüssige Binder weist ein visko-elastisches Reibverhalten auf, das um ein Vielfaches höhere Reibkräfte erzeugt. Der Reibungskoeffizient ist zudem exponentiell von der Reibgeschwindigkeit abhängig. Im Gegensatz zum Binder im erstarrten Zustand, der nur eine geringe Abhängigkeit von der Normalkraft zeigt, sinkt der Reibungskoeffizient im schmelzflüssigen Zustand mit zunehmender Normalkraft signifikant.

Das unbedinderte Gewebe trägt eine Toray 50C Schlichte auf den Filamenten und weist ebenfalls ein visko-elastisches Verhalten auf. Bei Raumtemperatur ist der Reibungskoeffizient doppelt so hoch im Vergleich zum bebinderten Gewebe. Mit zunehmender Temperatur nimmt die Reibung ab. Die Abhängigkeit von der Reibgeschwindigkeit ist jedoch uneinheitlich. Bei Raumtemperatur steigt der Reibungskoeffizient mit zunehmender Reibgeschwindigkeit geringfügig an. Dagegen zeigt sich bei  $140^\circ\text{C}$  keine Abhängigkeit von der Geschwindigkeit.

Mit Ausnahme der bebinderten Proben bei Raumtemperatur, bei denen der Kontakt zu den Druckplatten nahezu vollständig über die festen Binderpartikel erfolgt und damit ein isotropes Reibverhalten aufweisen, zeigen alle anderen Varianten eine deutliche Abhängigkeit von der Faserorientierung. Bei einer  $0/90^\circ$  Orientierung sind die Reibungskoeffizienten signifikant höher im Vergleich zur  $\pm 45^\circ$  Orientierung.

Die Untersuchung der Topologie der bebinderten Gewebeoberfläche nach dem Reibversuch mittels Mikrographie hat Erkenntnisse über das visko-elastische Verhalten des Binders erbracht. Hierdurch konnten Rückschlüsse auf das Tragverhalten und die makroskopische Ausprägung der tatsächlich vorherrschenden Kontaktflächen in Abhängigkeit von Temperatur und Normalkraft ermittelt werden.

Das Reibverhalten von Gewebe an Gewebe ist sehr ähnlich zu dem Reibverhalten von Gewebe gegen die Druckplatten. Die nennenswerten Unterschiede liegen in der unterschiedlichen mikroskopischen Topologie der Kontaktfläche begründet. Bei den

unbebinderten Proben wird eine geringe Abhängigkeit vom Druck und von der Temperatur beobachtet. Die sich kreuzenden Filamente bilden sehr kleine Hertz'sche Druckpunkte aus, die vermutlich die Schlichte verdrängt und eine Mischreibung vorliegt. Das bebinderte Gewebe weist bei Raumtemperatur extreme Unterschiede zum Verhalten von Gewebe gegen die Druckplatten auf. Die Binderpartikel verhaken sich in den Faserbündeln des Reibpartners und erzeugen sehr hohe Reibungskoeffizienten.

Mit Hilfe des entwickelten mathematischen Ansatzes zur Berechnung des Reibungskoeffizienten bei hydrodynamischer Schmierung konnte die Proportionalität der Parameter Viskosität und Druck aufgezeigt werden. Durch die Einführung von empirisch ermittelten Exponenten für den Abgleich der Geschwindigkeitsabhängigkeit und der resultierenden charakteristischen Länge des hydrodynamischen Schmierspalts, ist es ferner gelungen eine gute Übereinstimmung der Berechnungsergebnisse mit den Messergebnissen bei Variation von Temperaturen, Normaldruck und Faserorientierung zu erzielen. Eine Ausnahme bildet hier das druckabhängige Verhalten von bebinderten Proben bei 140 °C. Die Kurve sinkt mit zunehmendem Normaldruck weit weniger ab im Vergleich zur Kurve bei 120 °C. Um diese Verhalten rechnerisch abbilden zu können, wird eine modifizierte Gleichung entwickelt. Die in diesem Kapitel hergeleitete Kennlinien und Funktionen werden für die Simulation der Schercharakterisierung verwendet.

## **7. CHARAKTERISIERUNG DES SCHERVERHALTENS VON CARBONFASERGEWEBE MIT BINDERAUFRAG UNTER NORMALDRUCK UND TEMPERATUR**

Für die weiterführende Untersuchung der Schercharakteristik von bebindertem Carbonfasergewebe unter Normalkraft und Temperatur werden der Versuchsaufbau und die Prüfeinrichtung entsprechend Kapitel 5.2.2 verwendet. Die Versuche finden in einem klimatisierten Prüflabor bei 23 °C und 50 % relative Luftfeuchtigkeit statt.

### **7.1. Zielsetzung**

Mit der Voruntersuchung in Kapitel 5.2.2 zeigt sich, dass sich der modifizierte Picture Test Aufbau gut für die Ermittlung des Scherverhaltens unter Normaldruck und Temperatur eignet und reproduzierbare Ergebnisse ermittelt werden können. Aus den bisherigen Ergebnissen wird der signifikante Einfluss der Normalkraft, Temperatur und Binderauftrag auf die Scherkennlinie sichtbar.

Das Ziel der weitergehenden Untersuchung der Schercharakteristik von Gewebe mit einseitigem Binderauftrag unter Verwendung des modifizierten Picture Frame Testaufbaus ist die Untersuchung des Scherverhaltens bei verschiedenen Prozessparametern. Hierbei steht im Vordergrund die Wirkmechanismen und deren Anteile an der Scherversteifung unter Normalkraft und Temperatur differenziert zu ermitteln. Neben der Variation der Prozessparameter werden hierbei einlagige und mehrlagige Proben getestet. Hiermit soll erreicht werden, dass zwischen dem intralaminaren und interlaminaren Scherwiderstand differenziert werden kann und es gelingt die Einzelkomponenten zu ermitteln, die beim Scherversuch unter Normalkraft zum gemessenen Gesamtscherwiderstand führen. Auf der Grundlage der in Kapitel 6.5 her geleitenden Berechnungsgrundlage zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten soll ein rechnerischer Ansatz zur Ermittlung der einzelnen Scherwiderstandskomponenten entwickelt werden.

### **7.2. Material**

Für die in diesem Kapitel durchgeführten Scherversuche wird das Gewebe der Typs CK 6256 CP des Herstellers Toray verwendet. Die technischen Daten sind in Kapitel 6.2 aufgeführt.

### 7.3. Versuchsplan

In Tabelle 7 sind alle durchgeführten Messreihen zur Ermittlung des Verlaufs der Scherkraft (SK) aufgelistet. Mit dem Ziel den Einfluss auf das Scherverhalten zu ermitteln, werden die folgenden Parameter variiert:

- Temperatur (T)
- Normaldruck ( $p_N$ )
- Anzahl Einzellagen im Stapel
- Art der Schichtung innerhalb des Stapels

Bei dem letzten Parameter wird zwischen gleichsinniger und wechselsinniger Schichtung unterschieden. Bei der gleichsinnigen Schichtung sind die Lagen entsprechend Abbildung 60 links geschichtet. Die Schussfäden einer Lage stehen in Kontakt mit den Kettfäden der angrenzenden Lage. Bei der Scherung der Probe kommt es an den Berührungspunkten zu einer interlaminaren Scherbewegung.



Abb. 60: Interlaminare Kontaktarten; links: gleichsinnige Schichtung mit Kettfäden zu Schussfäden Kontakt; rechts: wechselsinnige Schichtung mit Kette zu Kette und Schuss zu Schuss Kontakt

Bei der wechselsinnigen Schichtung berühren sich jeweils die Kett- mit Kettfäden und Schuss- mit Schussfäden. Bei Scherung des Stapels entsteht damit theoretisch keine Relativbewegung an den Kontaktstellen. Bei der gleichsinnigen und wechselsinnigen Schichtung wird in beiden Fällen die bebinderte Seite gegen die unbinderte Seite der benachbarten Lage gelegt.

Tabelle 7: Auflistung der durchgeführten Scherkraft (SK) Messungen und deren Parameter

Lft. Nr.	Bezeichnung	Probengröße [mm <sup>2</sup> ]	Normaldruck $p_N$ - [kPa]	Temperatur T - [C°]	Binder	Anzahl Lagen	Prüfgeschwindig. v [mm/min]
Variation Normalkraft und Temperatur mit einseitigem Binderauftrag							
1	SK1_PFT_R14; p0; T20; 1L; 1SB; v100; Ref.	70x70	0	20	mit	1	100
2	SK2-PFT R14; p10; T20; 1L; 1SB; v100	70x70	10	20	mit	1	100
3	SK3-PFT R14; p30; T20; 1L; 1SB; v100	70x70	30	20	mit	1	100
4	SK4-PFT R14; p60; T20; 1L; 1SB; v100	70x70	60	20	mit	1	100
5	SK5-PFT R14; p10; T140; 1L; 1SB; v100	70x70	10	140	mit	1	100
6	SK6-PFT R14; p30; T140; 1L; 1SB; v100	70x70	30	140	mit	1	100
7	SK7-PFT R14; p60; T140; 1L; 1SB; v100	70x70	60	140	mit	1	100
Variation Binderauftrag							
8	SK8-PFT R14; p30; T20; 1L; oB; v100	70x70	30	20	ohne	1	100
9	SK9-PFT R14; p60; T20; 1L; oB; v100	70x70	60	20	ohne	1	100
Mehrlagige Probe PFT mit einseitigem Binderauftrag							
10	SK10-PFT R14; p30; T20; 2L-GS; 1SB; v100	70x70	30	20	mit	2	100
11	SK11-PFT R14; p30; T20; 4L-GS; 1SB; v100	70x70	30	20	mit	4	100
12	SK12-PFT R14; p30; T20; 2L-WS; 1SB; v100	70x70	30	20	mit	2	100
13	SK13-PFT R14; p30; T20; 4L-WS; 1SB; v100	70x70	30	20	mit	4	100
14	SK14-PFT R14; p30; T140; 2L-GS; 1SB; v100	70x70	30	140	mit	2	100
15	SK15-PFT R14; p30; T140; 4L-GS; 1SB; v100	70x70	30	140	mit	4	100
16	SK16-PFT R14; p30; T140; 2L-WS; 1SB; v100	70x70	30	140	mit	2	100
17	SK17-PFT R14; p30; T140; 4L-WS; 1SB; v100	70x70	30	140	mit	4	100

Für jede Messreihe werden 5 Einzelmessungen durchgeführt. Die im Folgenden gezeigten Ergebnisse sind jeweils die Mittelwerte aus den 5 Einzelmessungen. Die oberen und unteren Standardabweichungen werden durch Querbalken dargestellt.

Aus der Untersuchung des Reibverhaltens in Kapitel 6 wird ersichtlich, dass die Reibungskoeffizienten eine Abhängigkeit von der Reibgeschwindigkeit besitzen. Beim PFT herrscht über die Probenfläche eine inhomogene Verteilung der Geschwindigkeit vor. Jeder einzelne Kreuzungspunkt der Probe besitzt in Abhängigkeit des Scherwinkels, der Prüfgeschwindigkeit und seiner Position innerhalb der Probe eine definierte Geschwindigkeit in eine definierte Richtung, die einen Geschwindigkeitsvektor bilden. Die Gesamtheit aller Geschwindigkeitsvektoren ergibt ein Vektorfeld. In Abbildung 61 sind Vektorfelder bei Scherwinkeln von 3,8°, 18,8° und 53,5° dargestellt.

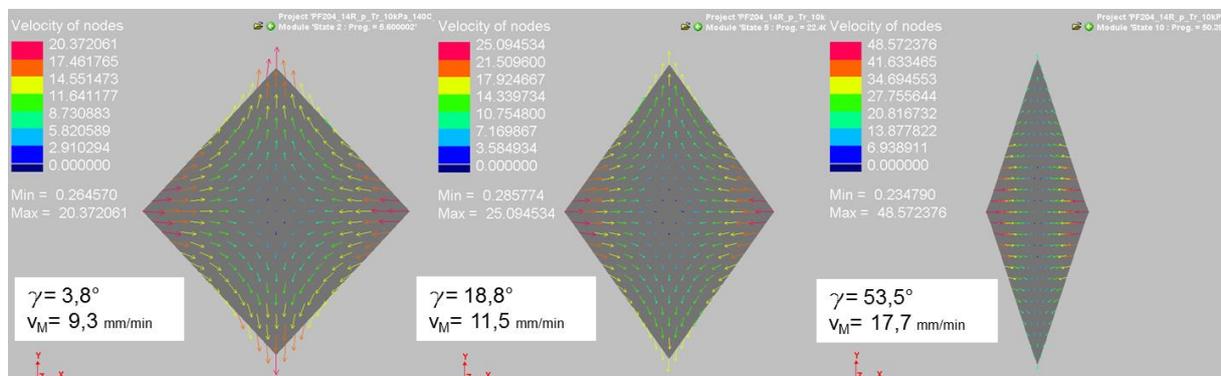


Abb. 61: Vektorfeld bei  $v=100$  mm/min Prüfgeschwindigkeit; mittlere Reibgeschwindigkeit  $v_M$  der Probe zu den Druckplatten

Der Mittelwert  $v_M$  über die Probenfläche, gemittelt über den Verlauf von  $0^\circ$  bis  $53,5^\circ$  Scherwinkel, beträgt  $12,7 \text{ mm/min}$  bei einer Prüfgeschwindigkeit von  $100 \text{ mm/min}$ . Über die Fläche der Probe betrachtet bestehen hohe Geschwindigkeitsunterschiede, die sich zudem über den Verlauf des Scherwinkels verändern. Im Zentrum der Probe sind die Geschwindigkeiten gering, an den Rändern höher und an den Ecken am höchsten. In Abhängigkeit der Reibgeschwindigkeit ändern sich die Reibungskoeffizienten zu den Druckplatten entsprechend Abbildung 58 in Kapitel 6.5.1.5. Zur Untersuchung des Einflusses der inhomogenen Geschwindigkeitsverteilung auf das Ergebnis des PFT werden Simulationen mit inhomogenem Reibungskoeffizienten, differenziert in fünf Zonen über die Probe unter Berücksichtigung Änderung des Vektorfeldes über den Scherwinkel, mit einer gleichbleibenden homogenen Verteilung basierend auf dem Geschwindigkeitsmittelwert  $v_M$  verglichen. Die Aufteilung der fünf Zonen ist in Abbildung 62 dargestellt.

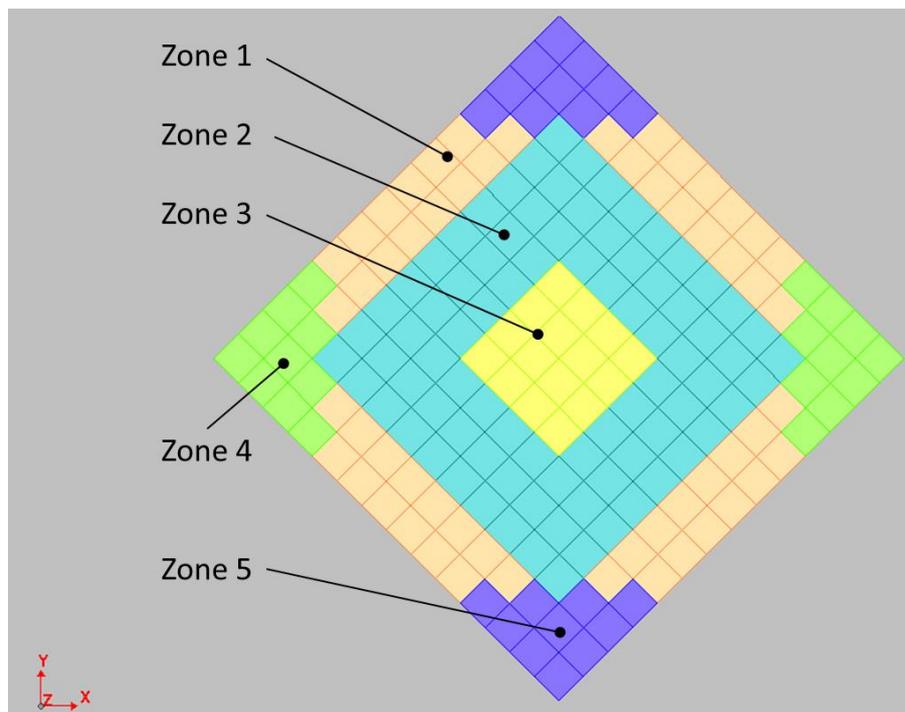


Abb. 62: Aufteilung der Probenfläche in fünf Geschwindigkeitszonen; die Reibungskoeffizienten werden auf der Basis der mittleren Geschwindigkeit je Zone ermittelt

Die Untersuchung wird exemplarisch bei einem Normaldruck von  $10 \text{ kPa}$ ,  $30 \text{ kPa}$  und  $60 \text{ kPa}$  bei je  $140^\circ\text{C}$  mit einseitig beidseitiger Probe durchgeführt. Der aufgeschmolzene Binder besitzt die stärkste Abhängigkeit von der Reibgeschwindigkeit. Die Ergebnisse sind in Abbildung 63 für die drei Scherwinkel entsprechend Abbildung 61 gezeigt. Die

Abweichungen betragen bei 3,8° Scherwinkel maximal 4,3 % und bei 18,8° und 53,5° maximal 1,7 % und sind damit gering.

Für die weitere Untersuchung wird daher zur Vereinfachung mit einer einheitlichen Reibgeschwindigkeit von 12,7 mm/min über den gesamten Messverlauf gerechnet. Entsprechend den Reibpartnern und Parametern werden auf der Basis die Reibungskoeffizienten bestimmt.

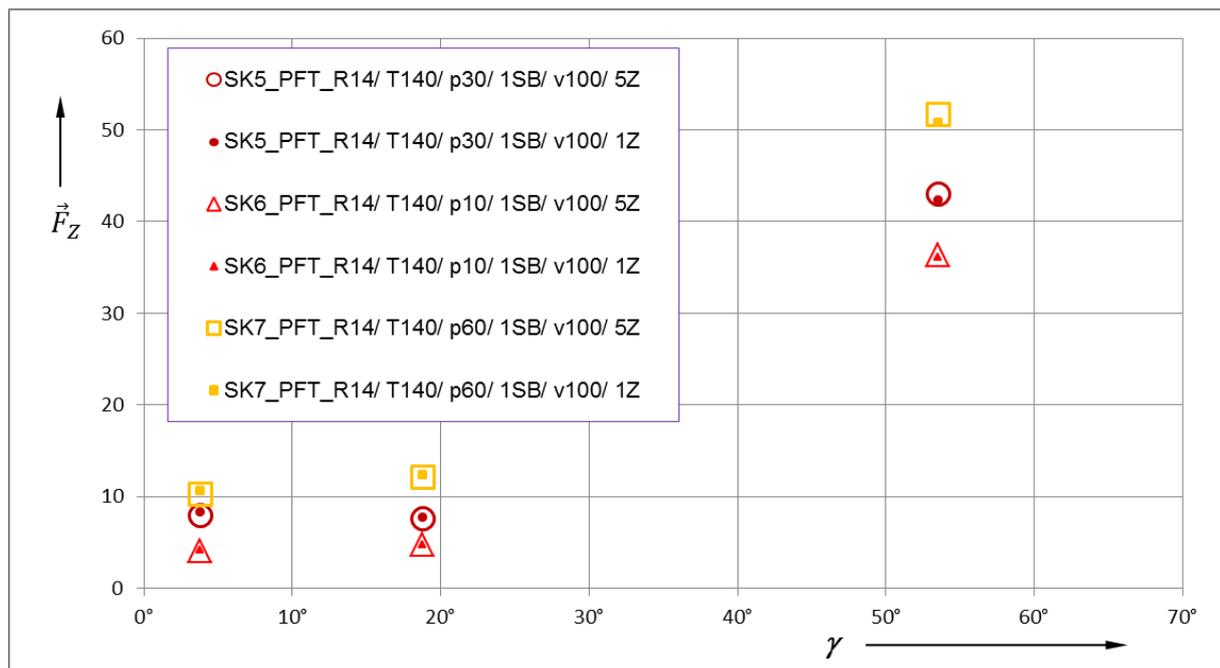


Abb. 63: Simulationsergebnis der resultierende Zugkraft  $\vec{F}_Z$  bei 5 Zonenaufteilung (5Z) im Vergleich zu einer einheitlichen Zone (1Z) bei 140 °C mit beiderer Probe bei 10 kPa, 30 kPa und 60 kPa Normaldruck

Neben der Reibung zwischen den Druckplatten und der Probe, ist auch noch die intralaminare und interlaminare Reibung zu beachten. Diese entsteht durch die gegensinnige Rotation der Faserbündel an den Kreuzungspunkten (Abb. 64).

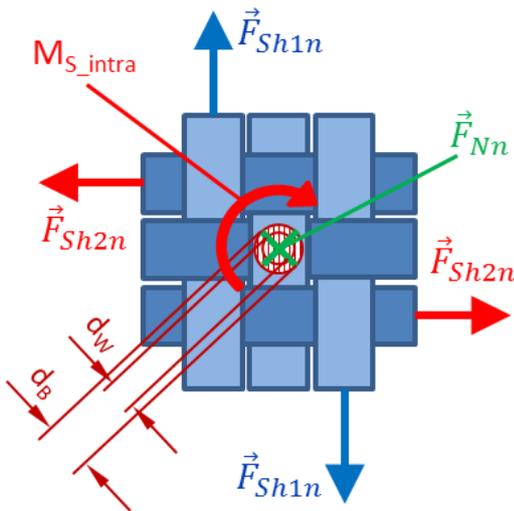


Abb. 64: Schematische Darstellung des Berührdurchmessers und Wirkdurchmessers zur Ermittlung der Relativgeschwindigkeit der Reibpartner

$\vec{F}_{Sh1n}$  : Scherkraftanteil des Kreuzungspunktes n in Richtung 1

$\vec{F}_{Sh2n}$  : Scherkraftanteil des Kreuzungspunktes n in Richtung 2

$\vec{F}_{Nn}$  : Normalkraft auf dem Kreuzungspunkt n einer EZ

$M_{S\_intra}$ : Schermoment des Kreuzungspunktes n

$d_w$ : Wirkdurchmesser des Druckpunktes eines Kreuzungspunktes

$d_B$ : Ersatzdurchmesser des Druckpunktes eines Kreuzungspunktes

Unter der vereinfachenden Annahme einer kreisförmigen Kontaktfläche kann aus den Mikrographieaufnahmen in Kapitel 6.4.3 ein mittlerer Berührdurchmesser ( $D_B$ ) von ca. 4,5mm entnommen werden. Ferner wird vereinfacht angenommen, dass der Flächendruck auf der Berührfläche homogen ist. Zur Bestimmung des Schermoments  $M_S$  wird ein resultierender Ringdurchmesser (Wirkdurchmesser) aus dem Torsionsträgheitsmoment des Berührdurchmessers über Gleichung (33) bestimmt. Es ergibt sich daraus ein Wirkdurchmesser von 3 mm. Mit einer mittleren Prüf- Scherwinkelgeschwindigkeit von  $55^\circ/\text{min}$ , ergibt sich eine mittlere Reibgeschwindigkeit von 1,44 mm/min, die für die folgende Untersuchung verwendet wird.

$$D_W = \frac{\int_0^{\frac{D_B}{2}} 2 \cdot \pi \cdot r^2 \, dr}{\int_0^{\frac{D_B}{2}} 2 \cdot \pi \cdot r \, dr} = \frac{2}{3} D_B \quad (33)$$

## 7.4. Ergebnisse der Untersuchungen

In den folgenden Diagrammen sind jeweils die Kennlinien über den Scherwinkel dargestellt. Die durchgezogenen Linien zeigen den Scherkraftverlauf über den Scherwinkel des Scherrahmens (theoretischen Scherwinkel SK\_th. des Gewebes). Die gestrichelten Kurven sind über den in der Probenmitte gemessenen Scherwinkel (realer Scherwinkel SK\_real) aufgetragen.

### 7.4.1. Variation der Normalkraft und Temperatur

In Abbildung 65 ist die Scherkraft über den Scherwinkel bei Raumtemperatur mit Variation des Normaldrucks dargestellt. Die Scherkurve SK1 ist die Scherkurve ohne Normaldruck und entspricht damit der Kennlinie, die nach dem Stand der Technik üblicherweise als Kennlinie ermittelt wird. Zwischen dem Scherwinkel des Scherrahmens und dem realen Scherwinkel der Probe ist keine signifikante Abweichung festzustellen.

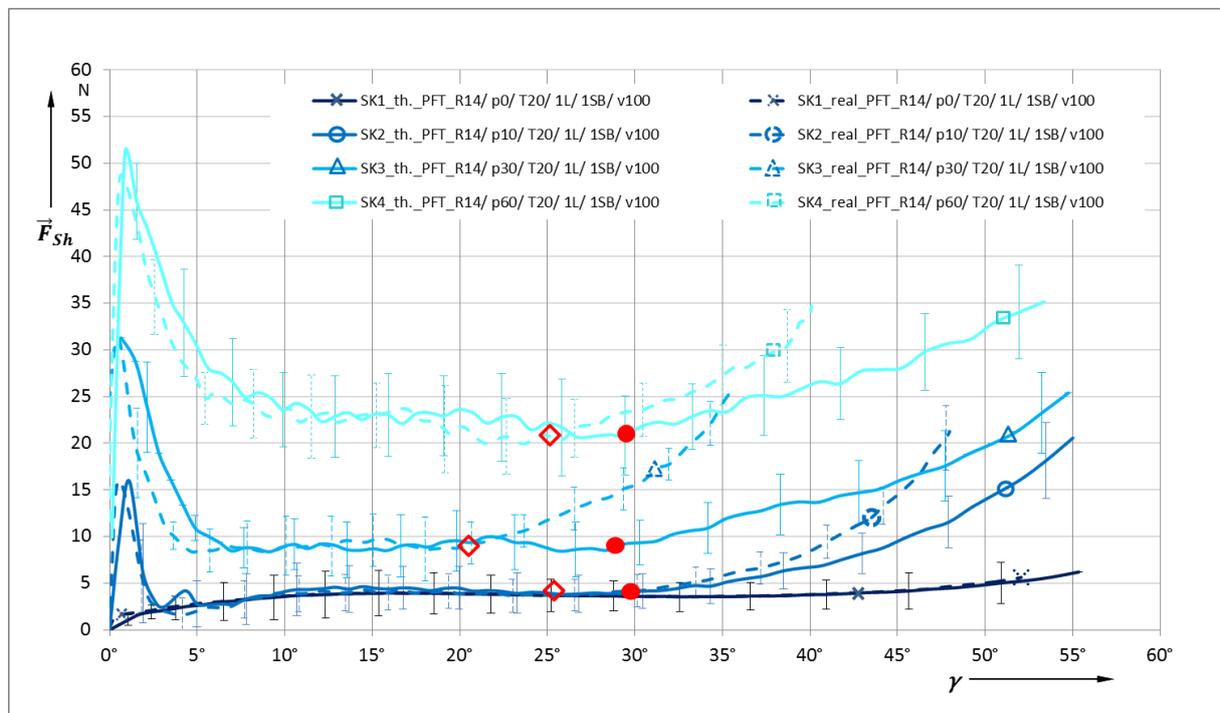


Abb. 65: Messreihe SK1 bis SK4 bei Raumtemperatur mit Variation des Normaldrucks  $p_N$

● Grenzwinkel th. Scherkurve; ◆ Grenzwinkel reale Scherkurve

Mit zunehmendem Normaldruck steigt das Kraftniveau über den gesamten Verlauf an. Die Kennlinien SK2 bis SK4 weisen steile Kraftanstiege zu Beginn der Bewegung auf, die bei ca.  $1^\circ$  bis  $2^\circ$  ihre Maxima erreichen. Danach sinken die Scherkräfte schnell ab und erreichen bei ca.  $7,5^\circ$  Scherwinkel ein Plateau. Bei ca.  $30^\circ$  Scherwinkel knicken die Kurven ab und die Scherkräfte steigen weiter an. Die Knickpunkte der theoretischen und realen Scherkurven sind jeweils über die roten bzw. rot schraffierten Punkte gekennzeichnet.

In Abbildung 66 sind die Kennlinien bei einer Temperatur von  $140^\circ\text{C}$  bei den unterschiedlichen Normaldrücken dargestellt.

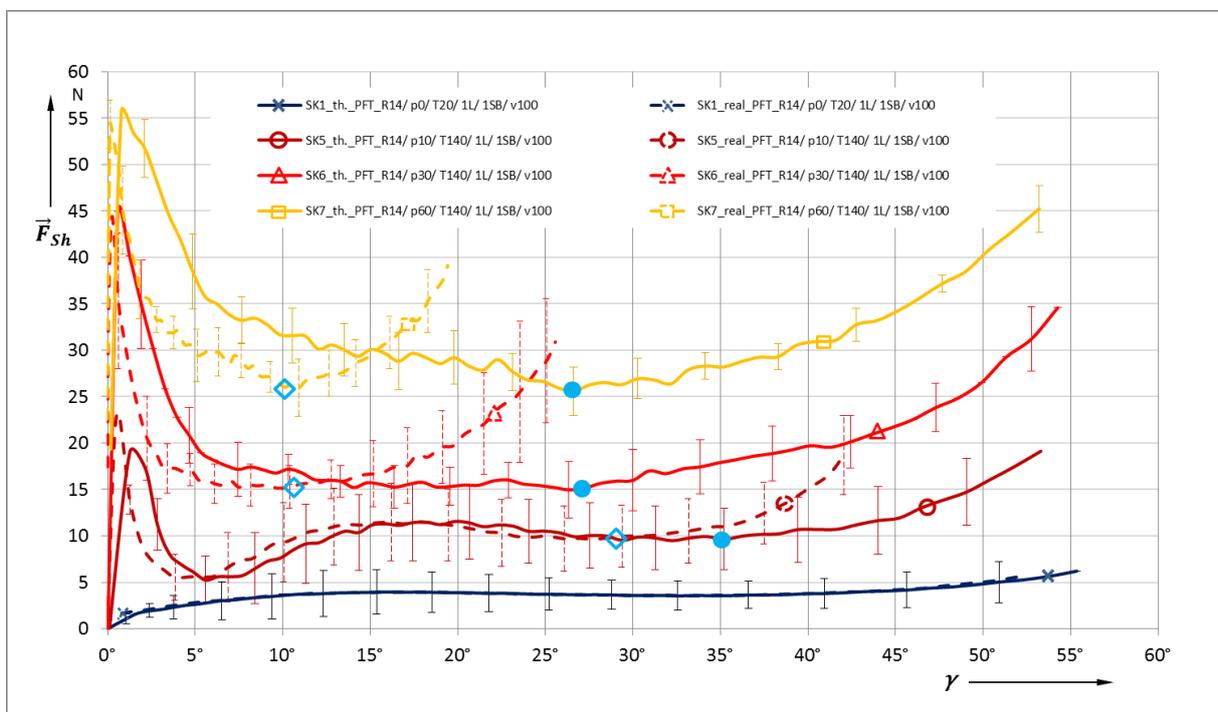


Abb. 66: Messreihe SK5 bis SK7 bei  $140^\circ\text{C}$  Temperatur mit Variation des Normaldrucks  $p_N$

● Grenzwinkel th. Scherkurve; ◆ Grenzwinkel reale Scherkurve

Im Vergleich zu den Kennlinien bei Raumtemperatur sind die Scherkräfte über den gesamten Verlauf auf einem höheren Niveau. Auffällig ist hierbei, dass sich die Scherkurven über den realen Scherwinkel deutlich früher von der theoretischen Scherkurve abheben. Die Knickpunkte sind mit blau bzw. blau schraffierten Punkten in Abb. 66 gekennzeichnet.

Die Ergebnisse zeigen eine starke Abhängigkeit vom Normaldruck. Um die Kennlinien verschiedener Normaldrücke miteinander vergleichen zu können, ist die Einführung eines spezifischen Kennwertes sinnvoll, der den zusätzlichen Scherkraftanteil durch Normaldruck

ausdrückt. In Analogie zur NSF (Kapitel 3.3.2; Gleichung 11) wird hierzu die Scherkraft ohne Normaldruck von der Scherkraft mit Normaldruck subtrahiert und durch den Normaldruck und die Kantenlänge der Probe dividiert. Man erhält dadurch die spezifische normierte Scherkraftdifferenz (spec.NSFD). Hierbei ist zu beachten, dass bei gleichbleibender Normalkraft der Normaldruck mit zunehmender Scherdeformation und damit einhergehender Reduzierung der Probenfläche ansteigt. Daraus ergibt sich die Gleichung (34).

$$\text{spec.NSFD}(\gamma) = \frac{\vec{F}_{Sh} - \vec{F}_{Sh_0}}{p_N \cdot L_{GW}} = \frac{\vec{F}_{Sh} - \vec{F}_{Sh_0}}{\frac{\vec{F}_N}{(L_{GW})^2 \cdot \cos(\gamma)} L_{GW}} = \frac{\vec{F}_{Sh} - \vec{F}_{Sh_0}}{\vec{F}_N} \cdot L_{GW} \cdot \cos(\gamma) \quad (34)$$

$\vec{F}_{Sh}$ : Scherkraft unter Normaldruck

$\vec{F}_{Sh_0}$ : Scherkraft ohne Normaldruck (Referenzmessung)

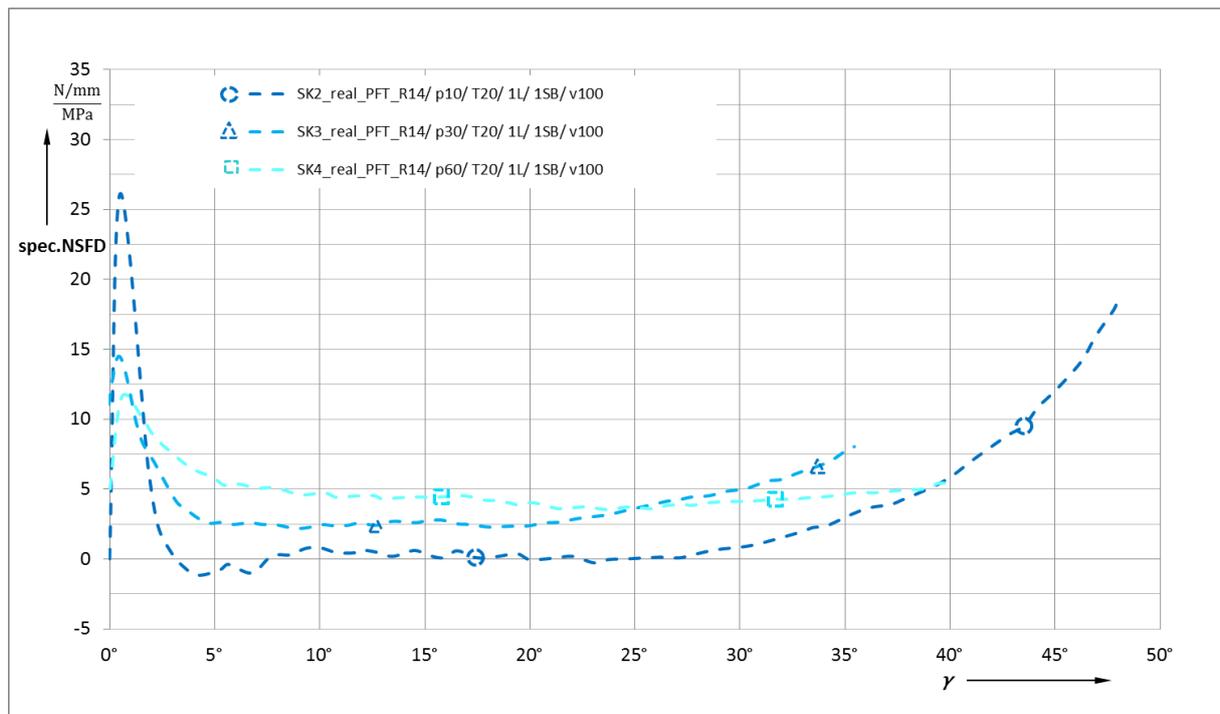


Abb. 67: Messreihe SK2 bis SK4 bei Raumtemperatur mit Variation des Normaldrucks  $p_N$ ; dargestellt als spec.NSFD zur Referenz SK1 ohne Normaldruck

Die spec.NSFD Werte sind für die Messungen SK2 bis SK4 in Abbildung 67 gezeigt. Der Anfangspeak ist jetzt bei der Scherkurve mit 10 kPa am höchsten und nimmt mit zunehmendem Normaldruck ab. Hier hat sich die Reihenfolge durch die Division mit dem Normaldruck umgekehrt. Im Bereich von 7,5° bis 25° verlaufen die drei Kurven nahezu

parallel und horizontal. Das höchste Niveau wird weiterhin bei 60 kPa erreicht und sinkt mit dem Normaldruck. Ab einem Scherwinkel von 25° steigt die Kennlinie bei 10 kPa steil an und erreicht ein höheres Niveau als die Kurven bei 30 kPa und 60 kPa.

In Abbildung 68 sind die spec.NSFD Werte bei 140 °C dargestellt. Die Kennlinie SK5 bei 10 kPa sinkt nach dem ersten Peak stark ab und liegt von 4° bis 7,5° Scherwinkel unterhalb den beiden anderen Kurven. Danach steigt sie wieder stark an und liegt für den restlichen Verlauf deutlich über den anderen Kurven. SK5 weist auch in Abbildung 66 einen ungewöhnlichen Verlauf auf. Mit Ausnahme des Niveaus beim ersten Peak, sind die Kennlinien bei 30 kPa und 60 kPa über den gesamten Verlauf nahezu identisch und besitzen damit gleiche spezifische Kennwerte.

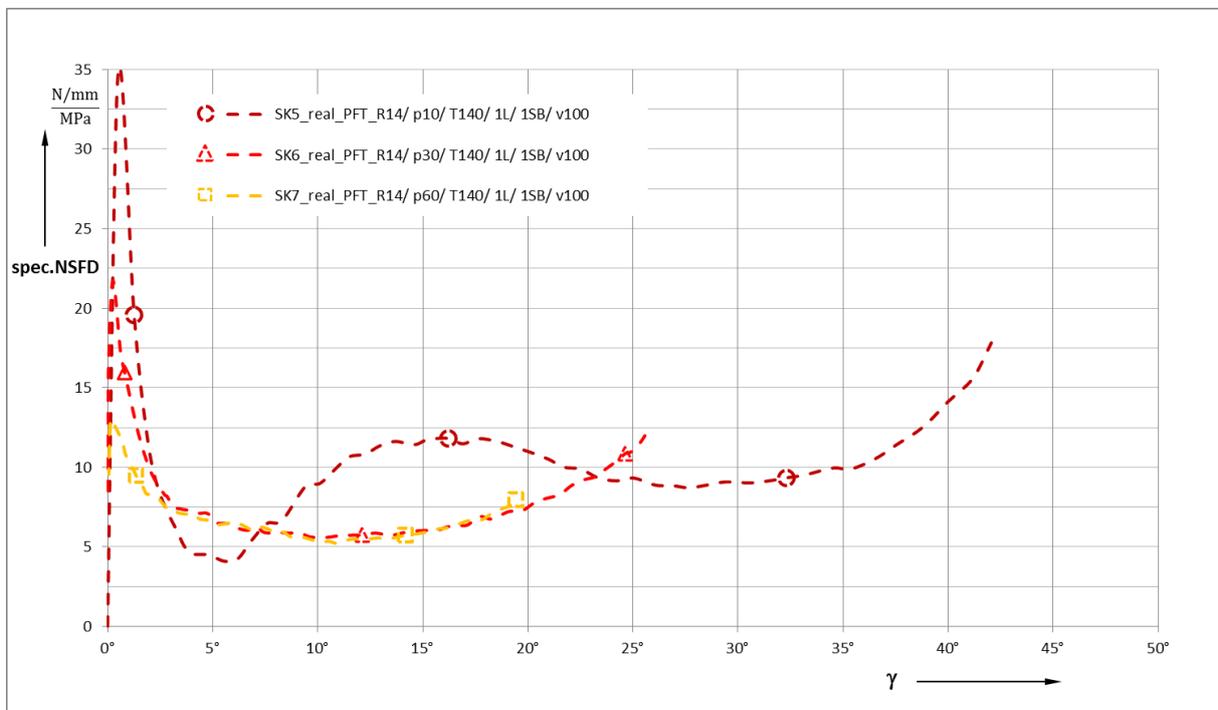


Abb. 68: Messreihe SK5 bis SK7 bei 140 °C Temperatur mit Variation des Normaldrucks  $p_N$ ; dargestellt als spec.NSFD zur Referenz SK1 ohne Normaldruck

#### 7.4.2. Variation des Binderauftrags

In Abbildung 69 sind die Ergebnisse der Messreihe SK8 und SK9 ohne Binderauftrag gezeigt. Zum Vergleich sind die entsprechenden Kurven mit Binder der SK3 und SK4 dargestellt. Die Kurven ohne Binder liegen im Anfangs- und Plateaubereich auf einem ähnlichen Niveau. Lediglich im Scherversteifungsbereich oberhalb des Grenzwinkels liegen

die Kurven der SK8 und SK9 deutlich niedriger. Auffällig ist zudem, dass SK8 und SK9 deutlich niedrigere reale Scherwinkel erreichen.

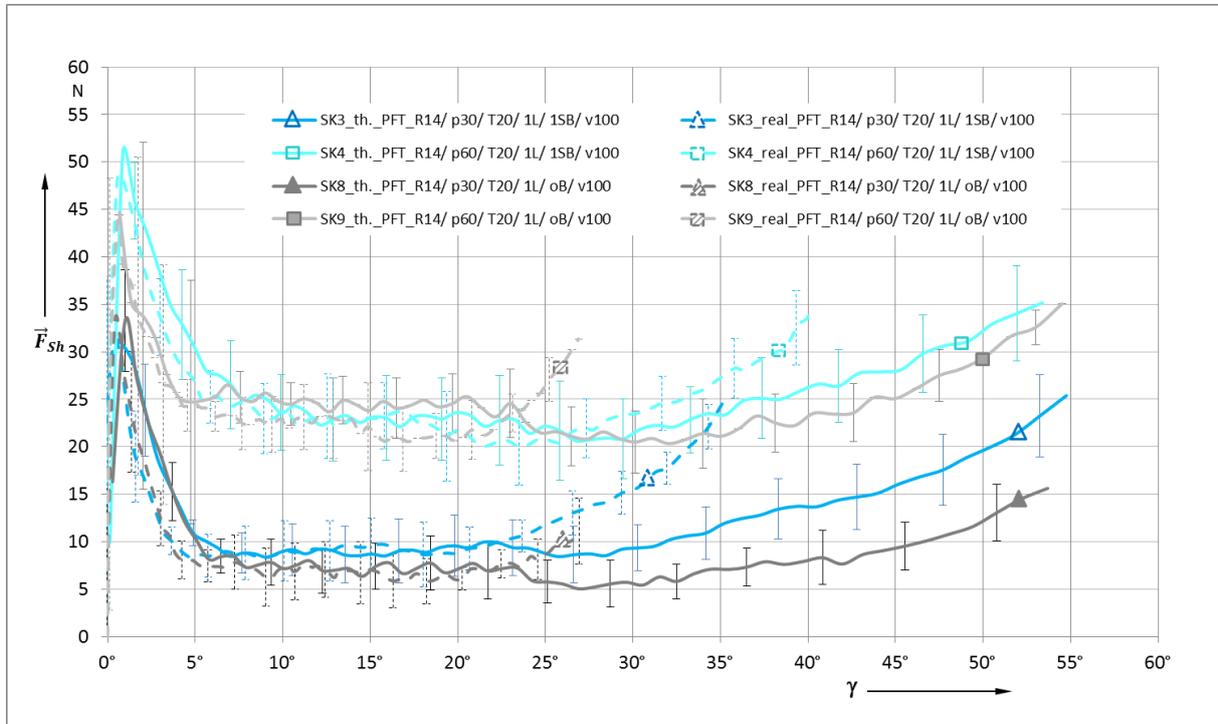


Abb. 69: Messreihe SK3 mit  $p = 30$  kPa und SK4 mit  $p_N = 60$  kPa mit Binderauftrag bei Raumtemperatur im Vergleich zu SK8 mit  $p_N = 30$  kPa und SK9 mit  $p_N = 60$  kPa ohne Binderauftrag bei Raumtemperatur

### 7.4.3. Variation der Anzahl der gestapelten Gewebelagen

In der Abbildung 70 sind die Ergebnisse der Untersuchung verschieden gestapelter Proben bei einem Normaldruck von 30 kPa bei Raumtemperatur wiedergegeben. Die Basis bildet hierbei die Messung SK3 mit einer einzelnen Lage Gewebe, die bereits in Abbildung 65 enthalten ist. In Abbildung 71 werden die gleichen Ergebnisse als NSF Kurven dargestellt.

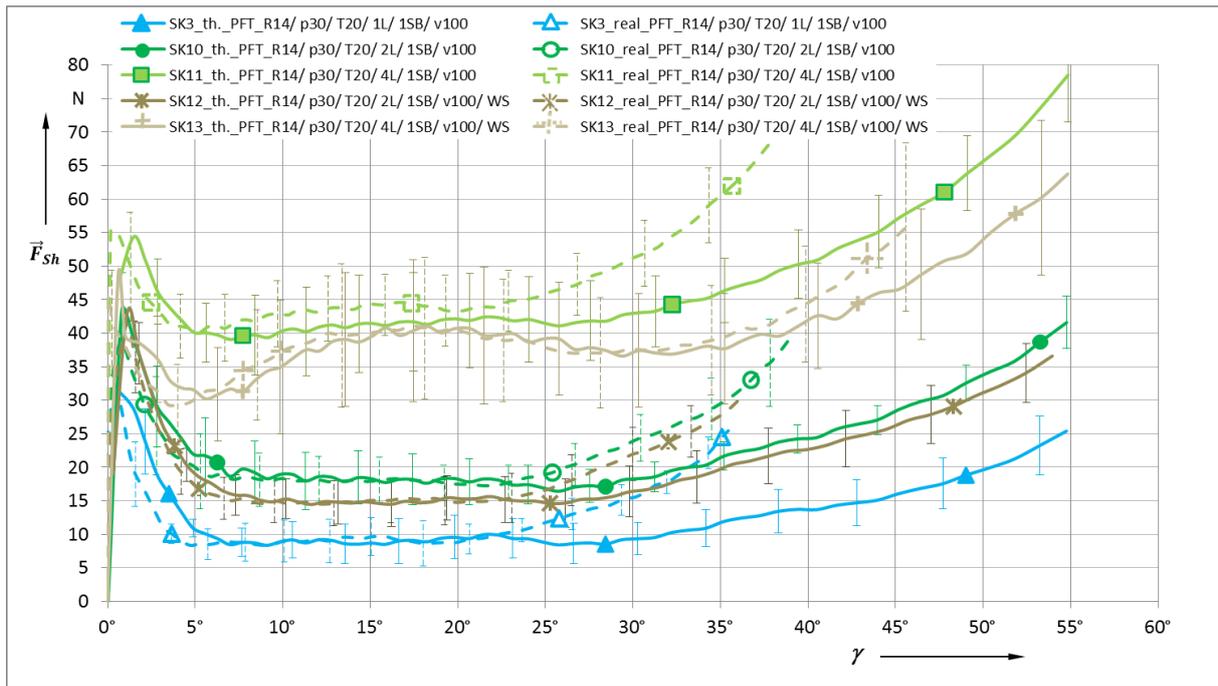


Abb. 70: Messreihe SK3, SK10 bis SK13. Verlauf der Scherkräfte bei Raumtemperatur mit Variation des Lagenaufbaus bei  $p_N = 30 \text{ kPa}$

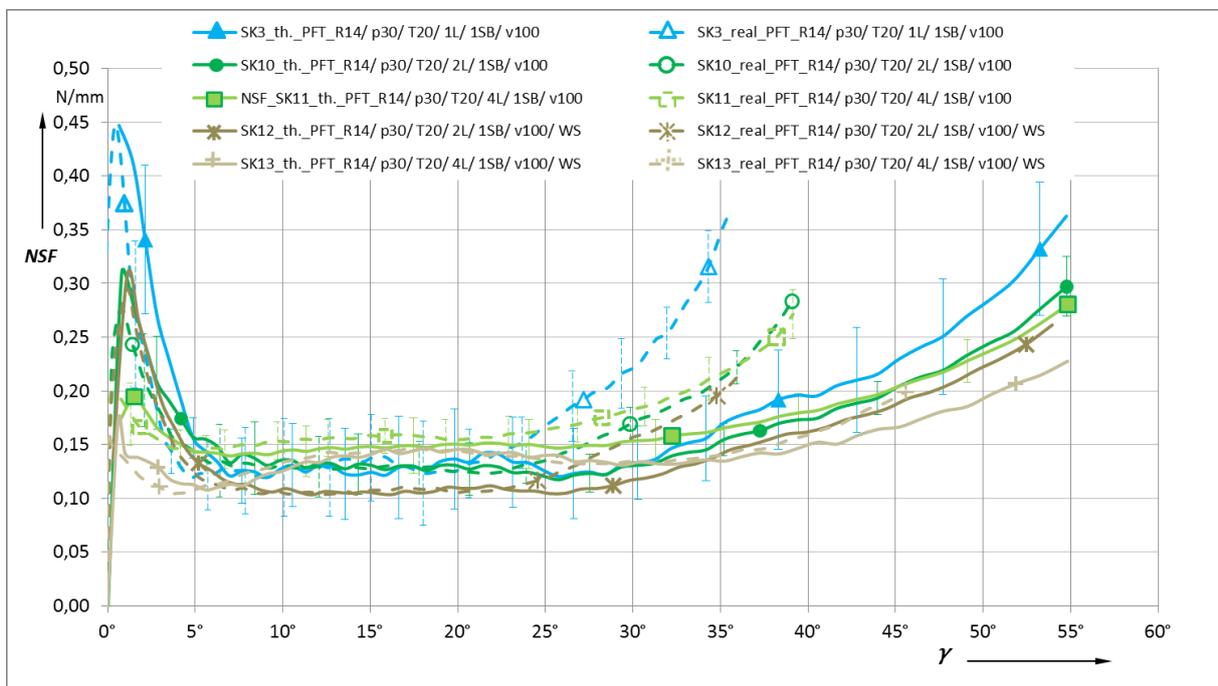


Abb. 71: Messreihe SK3, SK10 bis SK12. Verlauf NSF pro Lage bei Raumtemperatur mit Variation des Lagenaufbaus bei  $p_N = 30 \text{ kPa}$

Die dunkelgrüne und hellgrüne Kurve, SK10 und SK11, zeigen den Scherkraftverlauf mit zweifach bzw. vierfach- Schichtung des Gewebes.

Bei den Messungen SK12 und SK13 sind die Lagen bei zweifach bzw. vierfach- Schichtung wechsellagig geschichtet (siehe Schema in Abb. 60 rechts).

Dieselbe Untersuchung wird auch bei 140 °C bei aufgeschmolzenem Binder durchgeführt. Abbildung 72 zeigt die Ergebnisse hierzu.

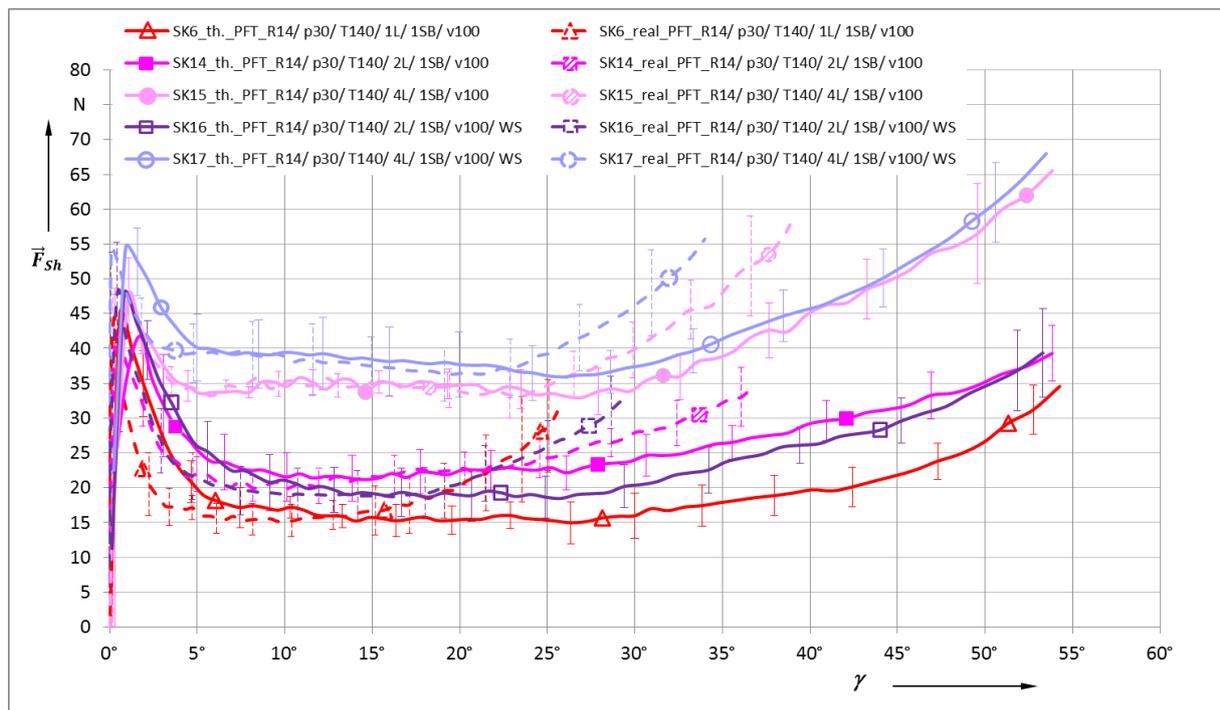


Abb. 72: Messreihe SK6, SK14 bis SK17; Verlauf der Scherkräfte bei 140° C mit Variation des Lagenaufbaus bei  $p_N = 30$  kPa

Wie zuvor bei der Messung bei Raumtemperatur steigen die Scherkräfte mit der Erhöhung der Anzahl der Gewebelagen. Bei einem zweilagigen Aufbau entwickelt die wechsellagig geschichtete Probe geringere Scherkräfte. Bei der vierfach- Schichtung dagegen werden höhere Scherkräfte im Vergleich zur gleichgeschichteten Probe der Messung SK13 erreicht. In Abbildung 73 werden die NSF Kurven gezeigt. Im Gegensatz zu den NSF Kurven bei Raumtemperatur sinken die Werte mit zunehmender Anzahl an Lagen.

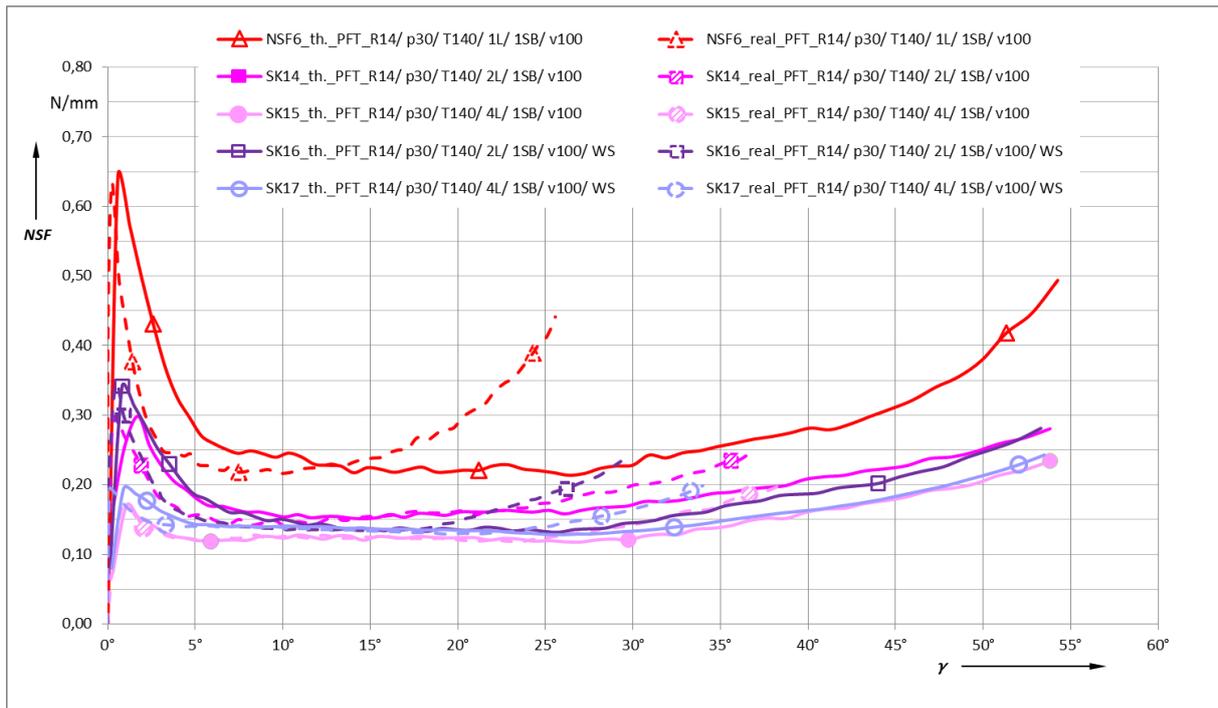


Abb. 73: Messreihe SK6, SK14 bis SK17; Verlauf NSF pro Lage bei 140° C mit Variation des Lagenaufbaus bei  $p_N = 30$  kPa

#### 7.4.4. Oberfläche des bebinderten Gewebe nach dem Scherversuch

Bei der Herstellung von Geweben, wird der Binder nach dem Webprozess auf die Oberfläche aufgebracht und kurzzeitig über Schmelztemperatur erhitzt, damit die Partikel auf dem Gewebe anhaften. Die intralaminaren Kontaktflächen werden hierbei nicht mit Binder versehen. In Abbildung 74 ist eine Aufnahme bei 60° Scherwinkel abgebildet. Die im linken Bild farblich eingerahmten Flächen haben sich bei der Scherung aus dem Kreuzungspunkt herausgedreht und tragen keinen Binder. Im rechten Bild sind die verdeckten Flächen gekennzeichnet, die mit Binder versehen sind und durch die Scherung in den Innenbereich der Kreuzungspunkte eingedreht werden.

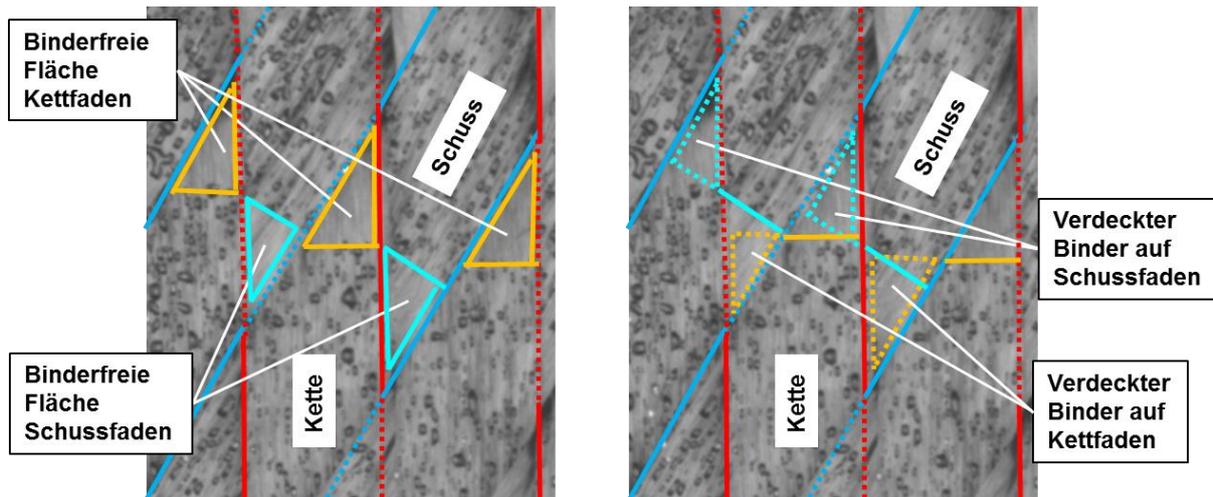


Abb. 74: Mikrographieaufnahme bei ca. 60° Scherwinkel SK16; links und rechts identische Aufnahmen; links: Binderfreie Flächen treten aus dem Kreuzungspunkt aus; rechts: Bebinderte Flächen verschwinden in der Kontaktfläche des Kreuzungspunktes

## 7.5. Diskussion der Ergebnisse

### 7.5.1. Variation der Normalkraft und Temperatur

In Abbildung 65 sind die Scherkurven bei verschiedenen Niveaus des Normaldrucks dargestellt. Die unterste Kurve ist die Scherkurve ohne Normaldruck. Mit Erhöhung des Normaldrucks auf 10 kPa, 30 kPa bzw. 60 kPa steigen die Scherkräfte entsprechend an.

Zu Beginn der Messungen unter Normaldruck zeigt sich ein steiler Kraftanstieg. Der lineare Anstieg bis zum Maximum ist geprägt durch den Aufbau der Zugspannung in den einzelnen Faserbündeln. Die sich hierbei aufbauende Differenz zwischen theoretischen und realen Scherwinkeln zeigt, dass sich der Scherrahmen bewegt, aber die Probe noch keine wesentliche Scherung erfährt. Die Untersuchung der Reibungskoeffizienten von Gewebe zu Druckplatte sowie Gewebe zu Gewebe in Kapitel 6 hat ergeben, dass bei Raumtemperatur keine nennenswerte Anfangsüberhöhung durch Haftreibung an den Druckplatten vorhanden ist. Die Ursache für den hohen Scherkraftanstieg zu Beginn der Scherversuche kann daher nicht über die Haftreibung erklärt werden. Mit dem sogenannte Hysterese Phänomen, das den erhöhten Scherwiderstand beim ersten Durchgang des Picture Frame Versuchs beschreibt [10, 25], ist dieses Verhalten ebenfalls nicht zu erklären. Möglicherweise entsteht der Anfangswiderstand durch das Eindrehen bebindeter Bereiche in die Kreuzungspunkte unter Normaldruck entsprechend Abbildung 74 rechts. Der Vergleich der Ergebnisse der Scherversuche mit und ohne Binderauftrag in Abbildung 69 hingegen zeigt eindeutig, dass die Anfangsüberhöhung auch bei den Versuchen ohne Binder in vergleichbarer Höhe

vorhanden ist. Es bleibt damit unklar, weshalb im Gegensatz zu den Reibwertversuchen eine starke Anfangsüberhöhung im Scherversuch auftritt.

Aus Abbildung 65 kann ferner entnommen werden, dass nach Überschreiten der Anfangsüberhöhung die Kurven sich asymptotisch einem Plateau nahezu konstanter Scherkraft annähern. Bezogen auf den theoretischen Scherwinkel zeigen alle Scherkurven unter Normaldruck ab einem Scherwinkel von ca.  $30^\circ$  einen deutlichen Knick nach oben. Dieser Punkt entspricht dem Kraftniveau, bei dem die realen Scherwinkel beginnen sich von der Kurve der theoretischen Scherwinkel zu lösen und steil anzusteigen. Die wahrscheinliche Ursache für dieses Verhalten ist das in Kapitel 5.4.1 erläuterte Abgleiten einzelner Faserstränge, die zu einer zunehmenden Divergenz zwischen theoretischem und realem Scherwinkel führt.

In Abbildung 67 sind die Ergebnisse nochmals als spezifische normierte Scherkraftdifferenz (spec.NSFD) dargestellt. Unter der Annahme von druckunabhängigen Reibungskoeffizienten, sollten theoretisch alle drei Kennlinien auf dem gleichen Niveau verlaufen. Das Verhalten zu Beginn des Kraftaufbaus zeigt, dass hier eine adhäsive Haftreibung vorherrscht, die sich nicht linear zum Normaldruck verhält. Im Bereich von  $5^\circ$  bis  $25^\circ$  bildet sich ein Plateau. Die Kurven mit höheren Normaldrücken liegen auf einem höheren Niveau. Dies ist erklärbar über die druckabhängige Vergrößerung der Kontaktflächen an den Kreuzungspunkten, die aus den Mikrographieaufnahmen in Kapitel 5.4.5 ersichtlich werden. Unter der Annahme konstanter Reibungskoeffizienten steigt das Reibmoment bei der Drehbewegung an den Kreuzungspunkten durch die Vergrößerung des Wirkdurchmessers an. Eine plausible Erklärung dieser Charakteristik ist die Zunahme des intralaminaren Scherwiderstandes mit steigendem Normaldruck. Entsprechend Gleichung (34) wird lediglich die Scherkraft  $\vec{F}_{Sh,0}$  ohne Normaldruck in Abzug gebracht.

Auffällig ist das Verhalten oberhalb des Grenzwinkels ( $\gamma_{real} > 25^\circ$ ). Die Kurven mit geringerem Normaldruck weisen einen steileren Anstieg auf und die Rangfolge ändert sich erneut. Die spec.NSFD Kurven mit geringerem Normaldruck erreichen ein höheres Niveau. Eine mögliche Erklärung hierfür könnte sein, dass bei der Querkompression der Faserbündel durch die Schlichte eine viskose Reibung vorliegt, deren Reibungskoeffizienten bei höherem Normaldruck kleiner sind.

In Abbildung 66 sind die Scherkurven bei  $140^\circ\text{C}$  dargestellt, deren grundsätzliche Verläufe ähnlich sind zu denen bei Raumtemperatur (Abb. 65). Durch den aufgeschmolzenen Binder ist die Oberflächenreibung zu den Druckplatten wesentlich höher. Die SK5 Kurve zeigt nach dem Erreichen des Anfangsmaximums eine ungewöhnliche Charakteristik. Nach der Überwindung der Haftreibung sinkt die Scherkraft schnell, erreicht ein Minimum und steigt

unmittelbar wieder an. Bei der Untersuchung des Reibverhaltens, haben alle Messungen bei 140 °C einen kurzen Unterschwinger gezeigt. Bei SK5 steigt die Kurve außergewöhnlich stark wieder an. Es wird vermutet, dass der Unterschwinger durch eine kurzzeitige Reduzierung der Probendicke durch das Verschmieren des Binders entsteht. Der Wiederanstieg ist eine Folge der Dickenzunahme durch die Scherung. Bei dem geringen Betriebsdruck von 0,73 bar ist die Hysterese durch die Kolbenreibung bei Richtungswechsel entsprechend ausgeprägt.

In Abbildung 68 wird die spezifische Kennlinie spec.NSFD über den realen Scherwinkel für die Messungen bei 140 °C dargestellt. Ähnlich wie bei den Kennlinien bei Raumtemperatur erreichen die Messungen mit niedrigen Normaldrücken höhere Maxima zur Überwindung der Anfangshaftreibung. Der Effekt wird durch den aufgeschmolzenen Binder noch verstärkt, da die Reibungskoeffizienten bei niedrigen Normaldrücken deutlich höher sind.

Die Messung SK5 bei 10 kPa zeigt einen ungewöhnlichen Verlauf in Form eines S-Schlags auf, der bereits bei der Darstellung in Abbildung 66 auffällt. Die beiden Kurven bei 30 kPa (SK5) und 60 kPa (SK6) verlaufen ab ca. 3° realem Scherwinkel nahezu kongruent zueinander. Die Kurve SK6 endet jedoch mit einem geringeren maximalen Scherwinkel von 19°. Analog zu den Messungen bei Raumtemperatur wird die drucktragende Wirkfläche an den Kreuzungspunkten mit zunehmendem Normaldruck größer. Folglich müsste auch bei den Messungen bei 140 °C höhere spec.NSFD Kennwerte bei höheren Normaldrücken entstehen. SK6 und SK7 weisen aber von 3° bis 19° realem Scherwinkel das nahezu gleiche Niveau auf. Es ist anzunehmen, dass der Normaldruck- abhängige Anstieg der Wirkfläche und die Normaldruck- abhängige Reduzierung des Reibungskoeffizienten bei aufgeschmolzenem Binder sich kompensieren und daher die spezifischen Werte auf ca. gleichem Niveau verlaufen.

Die Spreizung zwischen dem theoretischen und realen Scherwinkel hängt von den Reibungskoeffizienten zwischen Gewebe und den Druckplatten und den Reibungskoeffizienten an den Kreuzungspunkten ab. Bei den Messungen mit bebindertem Gewebe bei Raumtemperatur, ist die Reibung der bebinderten Gewebeseite zur Druckplatte sehr gering. Im Gegensatz hierzu ist die Reibung der Faserbündel zueinander an den Kreuzungspunkten höher. Dies führt dazu, dass das Durchrutschen einzelner Faserbündel erst bei relativ hohen Scherwinkeln eintritt und zu einer Abweichung zwischen theoretischem und realem Kreuzungswinkel führt (siehe Abb. 65). Bei einer Versuchstemperatur über dem Schmelzpunkt hingegen sind die Verhältnisse umgekehrt. Das Gewebe mit dem aufgeschmolzenen Binder hat einen hohen Reibungskoeffizienten und ist nun höher als der Reibungskoeffizient innerhalb der Kreuzungspunkte. Der Kraftaufwand zur Scherung ist nun höher und die Faserbündel beginnen bereits bei geringeren Scherwinkeln durchzurutschen

und eine Abweichung zwischen theoretischem und realem Scherwinkel zu bilden (siehe Abb. 66).

### 7.5.2. Variation des Binderauftrags

In Abbildung 69 sind die Unterschiede im Scherverhalten von bebinderten Gewebeproben im Vergleich zu unbebinderten Proben gezeigt. Wie bereits im vorhergehenden Kapitel erläutert, verlaufen die Scherkennlinien im Anfangs – und Plateau Bereich mit und ohne Binderauftrag eng aneinander. Im Bereich oberhalb des Grenzwinkels liegen bei beiden Normaldrücken, die Scherkurven der bebinderten Proben höher. Trotz des geringeren Kraftniveaus erreichen die Proben deutlich geringere maximale Scherwinkel. Es wird vermutet, dass die unbebinderten Faserbündel bereits bei geringeren Zugkräften parallel zueinander abgleiten (Inter-tow slip) [14]. Entsprechend Abbildung 74 können mit Binder versehene Faserbündel in die Kreuzungspunkte eingedreht oder beim Abgleiten eingezogen werden, wodurch sich der Reibungskoeffizient signifikant erhöht.

### 7.5.3. Variation der Anzahl der gestapelten Gewebelagen

Abbildung 70 zeigt den Scherkraftverlauf bei Raumtemperatur und 30 kPa Normaldruck. Variiert werden die Anzahl der Lagen und die Art der Schichtung. Alle Messkurven mit Ausnahme von SK13, zeigen einen ähnlichen Verlauf, der sich hauptsächlich in der Höhe des Kraftniveaus unterscheidet. SK13 weicht ungewöhnlich stark ab. Ähnlich wie bei SK5 wird vermutet, dass der Wiederanstieg der Scherkraft ab  $5^\circ$  Scherwinkel durch die signifikante Zunahme der Dicke der vierlagigen Proben in Verbindung mit der Hysterese des Pneumatikzylinders entsteht.

In Abbildung 71 sind die Ergebnisse normiert als Verlauf der NSF pro Lage aufgetragen. Man erkennt, dass im Bereich von  $5^\circ$  bis  $25^\circ$  Scherwinkel die Kurven annähernd parallel und in einem engen Band verlaufen. Die Kurve der Messreihe SK12 mit wechselsinniger Lagenschichtung und 2 Lagen, zeigt hierbei den geringsten Widerstand. Bei einer wechselsinnigen Schichtung gibt es keine Relativbewegung an den interlaminaren Kontaktstellen und somit auch keinen interlaminaren Scherwiderstand. Die beiden Gewebelagen besitzen je nur einen einseitigen Kontakt zu den Druckplatten. Bei Raumtemperatur ist der Reibungskoeffizient zwischen Gewebe und Druckplatte gering.

Bei der Messung SK10 mit gleichsinniger zweilagiger Schichtung scheren die sich berührenden interlaminaren Kontaktstellen in gegensätzliche Richtung und erzeugen damit einen zusätzlichen Scherwiderstand. Der Reibungskoeffizient der Reibpartner bebindertes Gewebe zu unbebindertem Gewebe bei einer Reibgeschwindigkeit von 1,44 mm/min ist mit  $\mu = 0,371$  relativ hoch. Die Kurve liegt entsprechend höher.

Die Messreihe SK11 mit 4 Lagen bei gleichsinniger Schichtung liegt am höchsten. Dies liegt darin begründet, dass die vierlagige Probe drei interlaminare Grenzschichten besitzt. Zweilagige Proben dagegen besitzen nur eine interlaminare Grenzschicht.

Aus Abbildung 71 kann ferner entnommen werden, dass die Höhe der Haftreibungsmaxima, normiert auf die einzelne Lage, mit der Lagenanzahl abnimmt. Dies zeigt, dass die Haftreibung hauptsächlich durch die Reibung gegen die beiden Druckplatten bestimmt wird. Die unterschiedlichen Anfangsscherkräfte in Abbildung 70 weisen darauf hin, dass auch intra- und interlaminare Scherkräfte am Anfangspeak bereits vorhanden sind.

Ab einem Grenzwinkels von ca.  $23^\circ$  steigen die realen NSF Kurven mit unterschiedlicher Progression an. Die Messung SK3 mit einlagiger Probe steigt am steilsten an, gefolgt von den zweilagigen Proben. Die vierlagige Probe der Messreihe SK12 steigt am langsamsten an. Im Scherversteifungsbereich beginnen die Scherkräfte zur Querkompression der Faserbündel signifikant anzusteigen [14, 23]. Es wird vermutet, dass die deutlich unterschiedlichen Steigungswinkel dadurch begründet sind, dass die einlagige Probe zwischen den Druckplatten den Filamenten wenig Raum lässt, um bei der Querkompression aus der Ebene auszutreten. Mit zunehmender Schichtdicke bildet sich dagegen ein weiches Kissen an Faserschichten aus, das mehr Möglichkeiten zum Ausweichen bietet.

In Abbildung 72 sind die Scherkurve mit unterschiedlichen Lagenaufbauten bei  $140^\circ\text{C}$  Temperatur dargestellt. Auffällig ist, dass die Kurve SK15 mit vier gleichsinnig geschichteten Lagen bei  $140^\circ\text{C}$  auf einem ca. 5 N niedrigeren Niveau verläuft als die vergleichbare Kurve SK11 bei Raumtemperatur. Zudem liegt die Scherkurve SK17 mit vierlagigem Aufbau und wechselsinniger Schichtung oberhalb von SK15 auffällig hoch.

Die Darstellung der Messergebnisse in Form der normierten NSF Kurven in Abbildung 73 gibt weitere Aufschlüsse. Die normierte Scherwiderstandskurve der Messung SK6 liegt signifikant höher als die restlichen Kurven, die in einem engen Band verlaufen. Bei  $140^\circ\text{C}$  ist die Reibung auf der Binderseite des Gewebes zum Reibpartner der Druckplatte hoch. Die beidseitige Wandreibung addiert sich auf den intralaminaren Scherwiderstand des einlagigen Gewebes auf. Der Anteil der Wandreibung ist daher im Vergleich zu mehrlagigen Proben relativ hoch. Die restlichen Kurven verlaufen eng zueinander. Mit Ausnahme von SK17, sind allen Kurven in einer relativ zueinander plausiblen Rangfolge angeordnet.

Wie aus den Mikrographieaufnahmen in Abbildung 74 zu erkennen ist, werden mit der Scherung des Gewebes Teile der bebinderten Faserbündel in den Kreuzungspunkt eingezogen. Unbebinderte wiederum werden frei. Der Einfluss dieser Verschiebung auf den Scherwiderstand ist schwer zu ermitteln. Aus den Kurven kann im Bereich von  $5^\circ$  bis  $25^\circ$  kein Trend steigender oder sinkender Scherwiderstände ermittelt werden. Die Verlagerungen

finden in den Ecken der Kreuzungspunkte statt, die vermutlich weitestgehend außerhalb der Wirkflächen der Druckpunkte liegen und damit keinen nennenswerten Einfluss besitzen.

Zur Überprüfung der Proportionalität der einzelnen Scherkurven zueinander wird ein mathematischer Lösungsansatz gewählt. In Gleichung (35) ist die proportionale Beziehung zwischen der Scherkraft und den einzelnen Reibanteilen der Wandreibung ( $\vec{F}_W$ ), dem intralaminarem Scherwiderstand ( $\vec{F}_{Intra}$ ) und interlaminarem Scherwiderstand ( $\vec{F}_{Inter}$ ) aufgestellt. Die Abhängigkeiten der einzelnen Scherwiderstandsanteile lassen sich mit den Gleichungen (36), (37) und (38) formulieren. Der Anteil  $\vec{F}_W$  der Wandreibung wird mit der halben Normalkraft berechnet. Dies liegt darin begründet, dass die Probe beidseitig aus den Druckplatten gezogen wird und das Zentrum die Symmetrieachse bildet, die keine Relativbewegung erfährt.

$$\vec{F}_{Sh} \sim 2 \cdot \vec{F}_W + n_2 \cdot \vec{F}_{Intra} + n_3 \cdot \vec{F}_{Inter} \quad (35)$$

$$\vec{F}_W = (\mu_{1.1} + \mu_{1.2}) \cdot \frac{\vec{F}_N}{2} \quad (36)$$

$$\vec{F}_{Intra} = n_2 \cdot \mu_2 \cdot \vec{F}_N \quad (37)$$

$$\vec{F}_{Inter} = n_3 \cdot \mu_3 \cdot \vec{F}_N \quad (38)$$

Mit der Ergänzung des Scherwiderstandes im drucklosen Zustand  $\vec{F}_{Sh0}$  und der Einführung von Proportionalitätskonstanten ( $k_1, k_2, k_3$ ) wird aus (35) bis (38) die Gleichung (39) zur expliziten Bestimmung der Scherkraft:

$$\vec{F}_{Sh} = (\mu_{1.1} + \mu_{1.2}) \cdot \frac{\vec{F}_N}{2} \cdot k_1 + n_2 \cdot \mu_2 \cdot \vec{F}_N \cdot k_2 + n_3 \cdot \mu_3 \cdot \vec{F}_N \cdot k_3 + n_2 \cdot \vec{F}_{Sh0} \quad (39)$$

$\vec{F}_W$ : Wandreibkraft zwischen Gewebe und Druckplatte

$\mu_{1.1}$ : Reibungskoeffizient zwischen Gewebe und Druckplatten aus Glas

$\mu_{1.2}$ : Reibungskoeffizient zwischen Gewebe und Druckplatten aus Aluminium

$\vec{F}_{Intra}$ : Intralaminarer Scherwiderstand

$n_2$ : Anzahl Einzellagen

$\mu_2$ : Reibungskoeffizient zwischen den Faserbündeln an den Kreuzungspunkten

$\vec{F}_{Inter}$ : interlaminarer Reibwiderstand zwischen benachbarten Lagen

$n_3$ : Anzahl interlaminarer Kontaktstellen

$\mu_3$ : Reibungskoeffizient zwischen den Faserbündeln an den interlaminaeren Kontaktstellen

$\vec{F}_N$ : Normalkraft auf der Probe

$\vec{F}_{Sh0}$ : Scherkraft ohne Normaldruck

k: Proportionalitätskonstante

Für den Plateau Bereich der Schercharakteristik von 10° bis 30° werden aus den Ergebnissen die Proportionalitätskonstanten ermittelt, die für alle Messreihen Gültigkeit besitzen. Auf Basis der in Tabelle 8 aufgeführten Reibungskoeffizienten ergibt sich eine überwiegend gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen mit den folgenden Proportionalitätskonstanten.

$k_1 = 0,38$        $k_2 = 0,15$        $k_{3,GS} = 0,15$  (gleichsinnig)       $k_{3,WS} = 0,02$  (wechselsinnig)

Tabelle 8: Reibungskoeffizienten der verschiedenen Reibpartner im PFT

Benennung	Reibkoeffizient	Normaldruck $p_N$ - [kPa]	Temperatur T - [C°]	Reibpartner	Reibgeschwindig. v - [mm/min]
<b>Im Plateau Bereich</b>					
$\mu_{1\_T20/p20/Al-GWmB}$	0,07	30	20	Alu/GW mit Binder	12,7
$\mu_{1\_T20P30/Al-GWoB}$	0,145	30	20	Alu/GW ohne Binder	12,7
$\mu_{1\_T20/p30/Glas-GWoB}$	0,136	30	20	Glas/GW ohne Binder	12,7
$\mu_{2\_T20/p30/GWoB-GWoB}$	0,138	30	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44
$\mu_{3\_T20/p30/GWmB-GWoB}$	0,371	30	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44
$\mu_{1\_T140/p20/Al-GWmB}$	0,21	30	140	Alu/GW mit Binder	12,7
$\mu_{1\_T140/p30/Glas-GWoB}$	0,115	30	140	Glas/GW ohne Binder	12,7
$\mu_{2\_T140/p30/GWoB-GWoB}$	0,117	30	140	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44
$\mu_{3\_T140/p30/GWmB-GWoB}$	0,2	30	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44

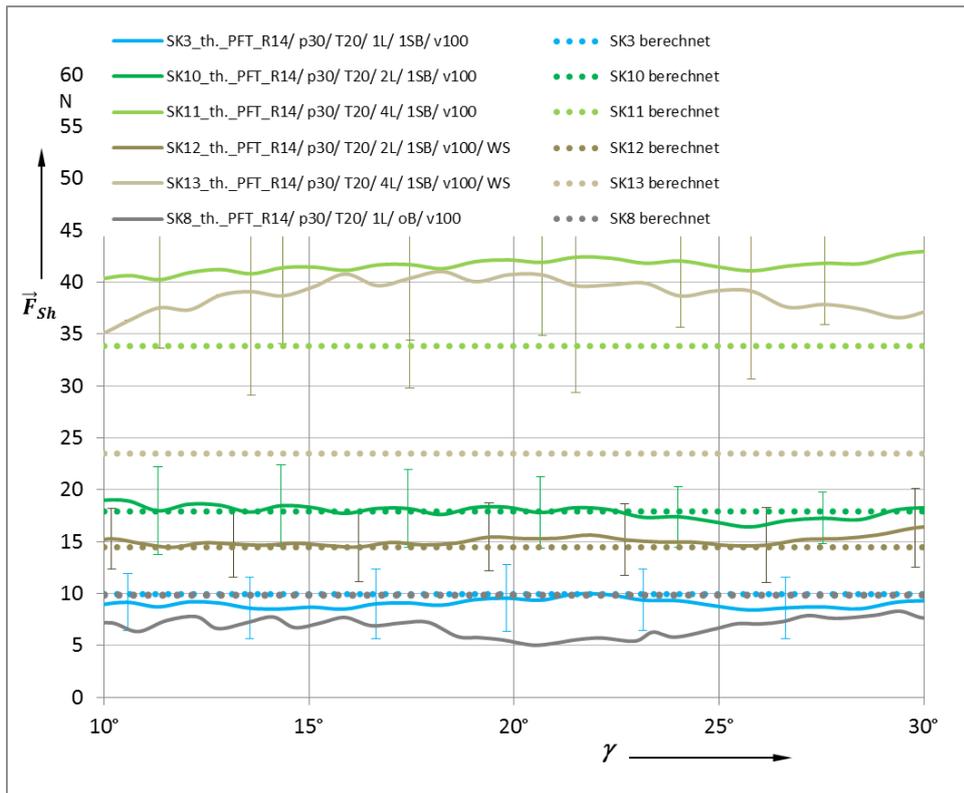


Abb. 75: Verlauf der Scherkraftkurve von 10° bis 30° Scherwinkel; Vergleich Messergebnis mit Berechnungsergebnis bei Raumtemperatur nach Gleichung (39)

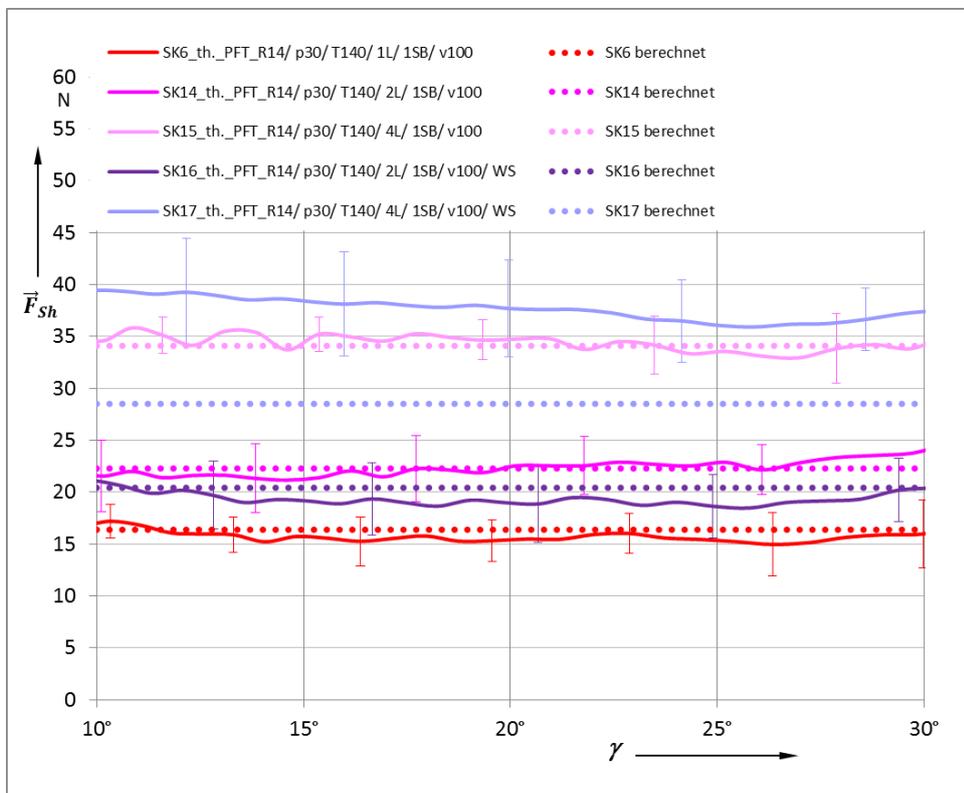


Abb. 76: Verlauf der Scherkraftkurve von 10° bis 30° Scherwinkel; Vergleich Messergebnis mit Berechnungsergebnis bei 140 °C Temperatur nach Gleichung (39)

In den Abbildungen 75 und 76 sind die Messergebnisse und die Berechnungsergebnisse dargestellt. Eine auffällig starke Abweichung ist bei den Messungen mit vierlagigem Aufbau mit wechselsinniger Schichtung bei Raumtemperatur sowie bei 140 °C zu erkennen. Es wird vermutet, dass bei den vierlagigen Versuchen Abweichungen in der Übereinstimmung der Kett- zu Kettfäden sowie Schuss- zu Schussfäden benachbarter Schichten gemäß Abbildung 60 vorhanden sind. Die Scherkurven SK13 und SK17 mit wechselsinniger Schichtung sind jeweils auf einem ähnlichen Niveau der entsprechenden Messreihe mit gleichsinniger Schichtung SK11 bzw. SK15. Mit Ausnahme der SK11, SK13 und SK17 weisen alle anderen Berechnungsergebnisse eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen und zeigen, dass die durchgehende Proportionalität vorhanden ist.

## **7.6. Schlussfolgerung**

Mit der umfangreichen Untersuchung des Scherverhaltens unter Variation der Normalkraft, Temperatur und des Binderauftrags konnte effektiv gezeigt werden, dass diese Faktoren einen erheblichen Einfluss auf das Scherverhalten besitzen. Es zeichnen sich hierbei drei charakteristische Bereiche über die Achse des Scherwinkels ab. Der erste Bereich ist der Bereich der Anfangshaftreibung. Im Gegensatz zum Scherwiderstand ohne Normalkraft, ist eine hohe Scherkraft zur Überwindung der Haftreibung erforderlich. Es ist unklar weshalb diese Haftreibung so ausgeprägt vorhanden ist. Bei den Reibwertversuchen wurde nur bei den bebinderten Proben bei Temperaturen über dem Schmelzbereich eine hohe Anfangshaftreibung festgestellt, die aufgrund des strukturviskosen Verhaltens des Binders begründet ist. Das Anfangsverhalten bei den Scherversuchen ist nicht alleine durch die Wandreibung zu erklären. Wie aus den Messungen mit unterschiedlicher Lagenanzahl und Schichtungsart zu erkennen ist, tragen auch die intralaminare Reibung des Gewebes und die interlaminare Reibung zu diesem Anfangsverhalten bei.

Nach der hohen Anfangshaftreibung gehen die Scherkurve in den zweiten Bereich über, der sich von ca. 5° bis 30° Scherwinkel erstreckt. In diesem Bereich bildet sich ein Plateau annähernd konstanter Scherkraft aus. Die Reibung ist nun entsprechend der Materialpaarung und Temperatur im Bereich der Gleitreibung oder visko-elastischen Reibung und weist somit geringere Reibungskoeffizienten auf. In diesem Bereich findet bereits eine Querkompression der Faserbündel statt, die durch die Drehbewegung in Verbindung mit dem spitzen Winkel zwischen den Faserbündeln entsteht.

Der dritte Bereich ist der Bereich der Scherversteifung, die mit dem Grenzwinkel (Locking Angle) beginnt. Der Verlauf der Scherkraft weist einen deutlichen Knick auf, der dadurch

begründet ist, dass die Kompaktierung der Faserbündel abgeschlossen ist und keine freien Makroporen mehr verfügbar sind [14, 23]. Diese erklärt auch, weshalb mit zunehmendem Normaldruck der Grenzwinkel früher eintritt und einen steileren Anstieg der Scherkurve zeigt. Bereits zu Beginn der Scherung findet eine Kompaktierung der Faserbündel durch den Normaldruck statt, die damit weniger freie Räume offen lässt.

Die Untersuchung verschiedener Varianten einzel- und mehrlagiger Proben unter Normalkraft bringt weitere Erkenntnisse über das Verhalten bei der Drapierung von mehrlagigen Gewebestapeln. Es hat sich bestätigt, dass zwischen einem gleichsinnigen und einem wechelsinnigen Lagenaufbau ein deutlicher Unterschied im Scherwiderstand besteht. Über die Variation einlagig, zweilagig und vierlagig können über den entwickelten mathematischen Zusammenhang die Proportionalitätskonstanten für die einzelnen Widerstandsanteile ermittelt werden. Diese bestehen aus der Wandreibung zu den Druckplatten ( $\vec{F}_W$ ), dem intralaminaren Scherwiderstand ( $\vec{F}_{Intra}$ ) und dem interlaminaren Scherwiderstand ( $\vec{F}_{Inter}$ ).

Bei der Ermittlung der Reibungskoeffizienten sind die vorliegenden Reibgeschwindigkeiten zu beachten. Bei den Kontaktpartnern Druckplatte zu Gewebe findet die Bewegung zwischen einem sich scherenden Gewebe und einer feststehenden Druckplatte statt. Es entsteht hierdurch ein inhomogenes Vektorfeld der Relativgeschwindigkeiten. Bei der intra- und interlaminaren Scherbewegung findet eine reine Drehbewegung statt. Aufgrund der kleinen Wirkflächen des Druckpunktes des Kreuzungspunktes ist die Relativgeschwindigkeit sehr klein.

Mit dem entwickelten Rechenansatz kann auf der Basis der in Kapitel 6 ermittelten Reibungskoeffizienten eine überwiegend gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Messreihe nachgewiesen werden. Die hierbei eingeführten Proportionalitätskonstanten besitzen für alle Varianten ihre Gültigkeit und stellen eine Art Übersetzungsverhältnis zwischen dem lokalen Scherwiderstand an der Probe zu dem Picture Frame dar.

## **8. VERIFIZIERUNG DER ERGEBNISSE DES CHARAKTERISTISCHEN SCHERVERHALTENS**

Nach der Durchführung umfangreicher Messungen zur Ermittlung des Reibverhaltens und des Scherverhalten unter Normaldruck und der Entwicklung eines analytischen Ansatzes zur Berechnung der Scherkräfte, erfolgt die Verifizierung der Ergebnisse mittels Simulationen der Schercharakterisierung.

### **8.1. Zielsetzung**

Ziel dieses Kapitels ist die Verifizierung der Messergebnisse anhand von Simulationen der Schercharakterisierung unter Verwendung von einheitlicher mathematischer Funktionen für alle Varianten. Hierzu wird zunächst ein geeignetes Simulationsmodell entwickelt, mit dem der PFT mit und ohne Normaldruck realitätsnah abgebildet werden kann. Eine Verifizierung ist hierbei nur möglich, wenn die für die Simulation verwendeten Kenndaten der Materialprobe und die Randbedingungen den messtechnisch erfassten Größen entsprechen oder über physikalische Zusammenhänge aus diesen nachvollziehbar ermittelt werden können. Hierzu wird ein erweiterter rechnerischer Ansatz zur Beschreibung des Scherverhaltens und Bestimmung abstrahierter Scherkennlinien entwickelt. Phänomenologisch wird die Scherkennlinie hierfür in charakteristische Bereiche untergliedert und mathematisch beschrieben. Der einheitliche Ansatz zur Bestimmung der Scherkennlinien soll auf messbaren Größen wie beispielsweise Kräfte, Übersetzungsverhältnisse und Reibungskoeffizienten beruhen. Die damit berechneten Kennlinien werden in der Simulation neben den materialspezifischen Kennwerten hinterlegt und damit die Scherversuche unter Variation der Parameter Normaldruck, Temperatur, Schichtungsart und Anzahl der Gewebelagen simuliert.

Darüber hinaus wird über die Simulation auch das Scherverhalten der Probe bei unterschiedlichen Probengrößen untersucht und mit den Messergebnissen verglichen. Ziel ist es hierbei die etablierten Gleichungen zur Bestimmung der Scherkraft zu überprüfen und die tatsächliche Scherkraftverteilung und deren Einfluss auf die Kennlinie aufzuzeigen.

### **8.2. Methodik**

Die Verifizierung der Messergebnisse und der zugrunde liegenden Wirkzusammenhänge wird durch die Simulation der Prüfeinrichtung auf Basis des PFT durchgeführt. Die

Simulation erfolgt mittels der FEM basierten Software PAM-FORM, Version 2015.0 (v1.9.F) der Firma ESI Group. Für die Untersuchungen wurden drei verschiedene Modelle erstellt.

### 8.2.1. Modell Picture Frame Test

Das Basismodell zur Simulation des PFT ist in Abbildung 78 dargestellt. Die vier Schenkel (Farbe Rot) bilden den Scherrahmen des PF und besitzen folgende Abmessungen und Eigenschaften:

Länge = 200 mm

Breite = 25 mm

Dicke = 5 mm

E-Modul = 210.000 MPa

Die Masse der Schenkel wird auf null gesetzt, um den Einfluss von Massenträgheit des Rahmens zu eliminieren. An den inneren Ecken sind die vier Schenkel reibungsfrei gelenkig miteinander verbunden. Die Gewebeprobe (Farbe Türkis) wird mittels Vierpunkt Schalenelementen modelliert. Die Elemente besitzen eine Kantenlänge von 5mm und entsprechen damit der gemessenen Breite der Faserbündel. Die Verbindung zwischen der Probe und dem Scherrahmen wird über Stabelemente hergestellt. Die Stabelemente sind jeweils an den Knotenpunkten entlang der Kante der Probe gelenkig angebunden und übertragen somit keine Momente. Sie repräsentieren die überstehenden Faserbündel (Arme), die außerhalb des Gewebebereiches die Verlängerung bis zum Schenkel bilden. Durch die Anbindung der Stabelemente an den Knoten der Elemente der Probe ist die Anzahl der Stabelemente um eins höher als die Anzahl der tatsächlich vorhandenen Faserbündel. Die Stabelemente befinden sich damit jeweils an den Außenkanten bzw. Trennstellen der Faserbündel. Um das Dehnungsverhalten der Faserbündel zu simulieren wird für alle Stabelemente eine Federkonstante von +50/-0 N/mm zugewiesen. Die Federkonstante ist unabhängig von der Länge der Stabelemente, da die Einspannlänge der Faserbündel im PF unabhängig von der Probengröße konstant bleibt. Damit wird erreicht, dass eine geringfügige Dehnung beim Aufbau von Zugspannungen erfolgt, die das Verhalten zum Ausgleich der Faserondulation repräsentiert. In Druckrichtung beträgt die Federsteifigkeit null, so dass keine Druckspannungen aufgebaut werden. Dies trifft mit guter Näherung auch auf das reale Verhalten der Faserbündel zu, die mit ca. 7 µm Filament-Durchmesser biegeschlaff sind und nur eine vernachlässigbar geringe Druckspannung aufbauen können.

Die Proben aus dem in Kapitel 6.2 beschriebenen Gewebe des Herstellers Toray besitzen die folgenden physikalischen Eigenschaften, mit denen die Simulationsrechnungen durchgeführt werden:

Ermittelt aus den Angaben des technischen Datenblatts [2]

E-Modul in Faserrichtung 1:  $E_1 = 65.825 \text{ MPa}$

E-Modul in Faserrichtung 2:  $E_2 = 65.825 \text{ MPa}$

Dichte der Carbonfaser  $\rho_{CF} = 1,8 \text{ g/cm}^3$

Dichte bezogen auf die Gewebedicke  $\rho_{GW} = 1 \text{ g/cm}^3$

Gemessene Daten:

Gewebedicke  $t_{GW} = 0,33 \text{ mm}$ ;

Biegesteifigkeit in der Ebene B1 = 295 MPa

Biegesteifigkeit in der Ebene B2= 276 MPa

Schersteifigkeit ohne Normalkraft  $G(\gamma)$  als Kennlinie (siehe Abb. 77)

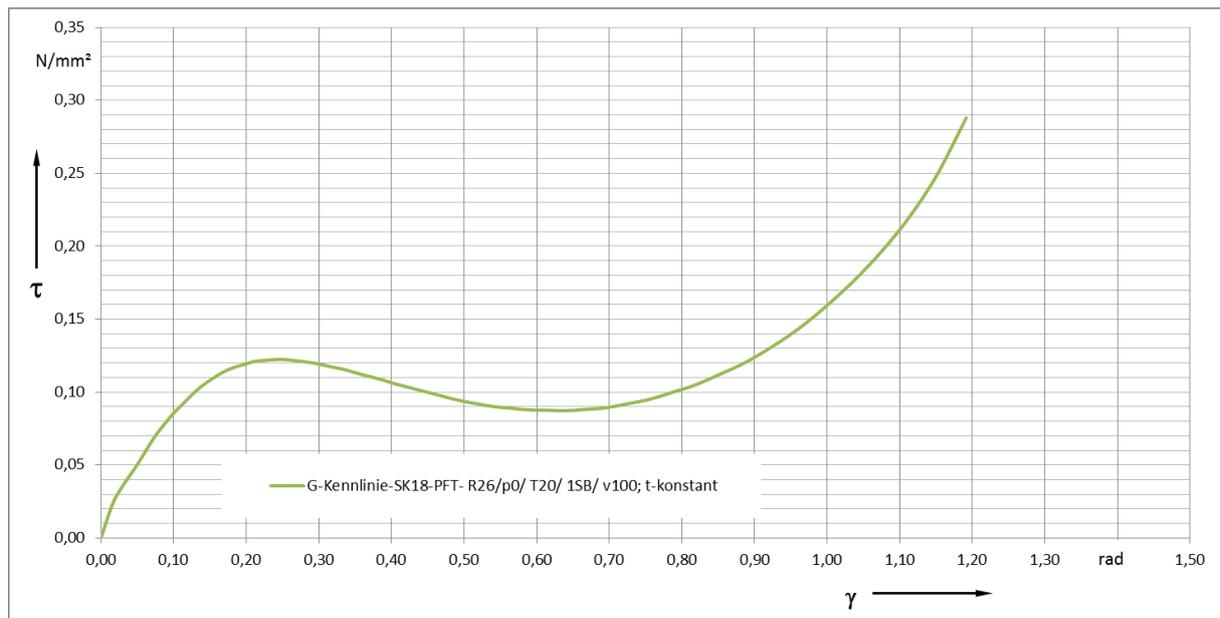


Abb. 77: PAMFORM Schubmodul-Kurve  $[\gamma/(\tau \cdot \cos \gamma)]$  der Messreihe SK18 zur Beschreibung des Scherverhaltens für Modelle mit scherwinkelabhängiger Probenaufdickung (variabler Dicke)

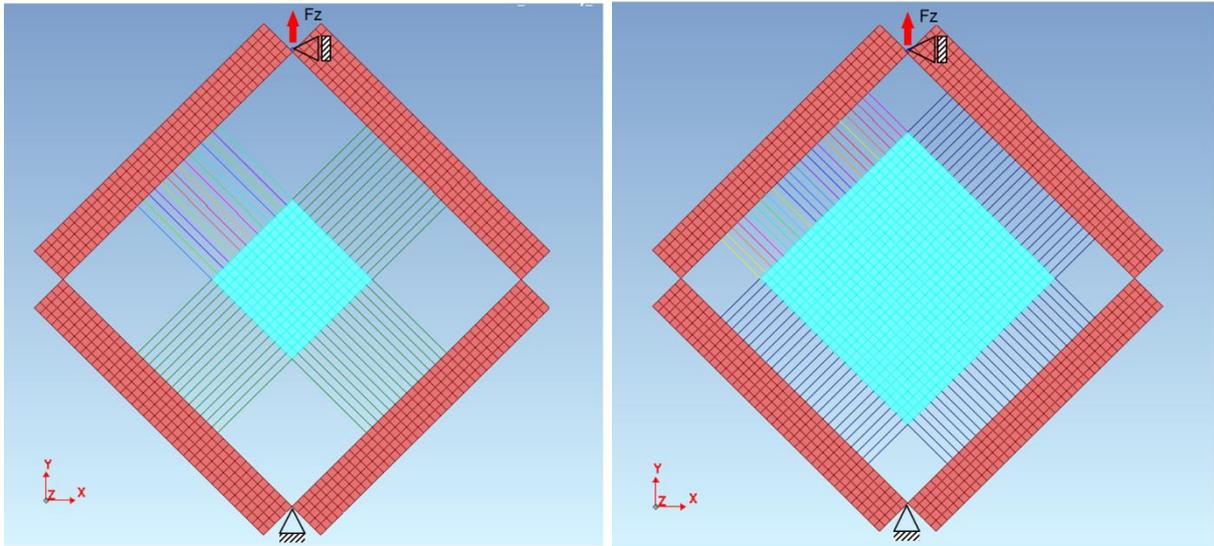


Abb. 78: Modell PFT Scherrahmen mit Probe

Links: kleine Probe 70 x 70 mm<sup>2</sup> mit 14 Faserbündel (15 Stabelemente)

Rechts: große Probe 130 x 130 mm<sup>2</sup> mit 26 Faserbündel (27 Stabelemente)

In Abbildung 78 ist das PFT Modell dargestellt mit zwei unterschiedlichen Probengrößen. Jeweils oben rechts im Bild sind die Stabelemente farbig gekennzeichnet. In diesem Quadranten sind die Stabelemente individuell mit einer Analysefunktion belegt, mit der die Zugkräfte einzeln ausgelesen werden können, um den Verlauf der Zugkräfte während der Scherprüfung auswerten zu können.

Der obere und untere Gelenkpunkt des Scherrahmens besitzt ebenfalls die Analysefunktion. Am oberen Gelenkpunkt wird die Zugbewegung und damit die Zugkraft  $\vec{F}_Z$  zur Scherung des Scherrahmens eingeleitet. Am unteren Gelenkpunkt befindet sich das Auflager zur Fixierung.

Zur Vermeidung von Schwingungen wird bei der Simulation die Zuggeschwindigkeit beim Start über eine Beschleunigungsdauer von 0,1 s linear erhöht. Die Endgeschwindigkeit beträgt 100 mm/s. Die Geschwindigkeit ist damit um Faktor 60 höher als bei den Messungen. Dies dient der Verkürzung der Rechenzeit, der aus dem Zeiteinfluss der expliziten Zeitintegration resultiert. Die Verkürzung der Rechenzeit hat aufgrund der vernachlässigbaren Trägheitseffekte und des raten-unabhängigen Materialverhaltens keinen Einfluss auf die Simulationsergebnisse.

### 8.2.2. Modell Reibwertmessung

In Vorbereitung zur Erstellung eines Modells zur Simulation des Scherkraftverlaufs im PFT unter Normaldruck, wird zunächst ein Modell zur Überprüfung der korrekten Berechnung der Reibverhältnisse zwischen der Probe und den Druckplatten erstellt. Der Aufbau des Modells

ist in Abbildung 79 zu sehen. In diesem Modell werden alle Elemente der Probe über eine aufgezwungene Bewegung aller Knoten in Y-Richtung bewegt. Eine Scherung der Probe wird hierdurch unterdrückt.

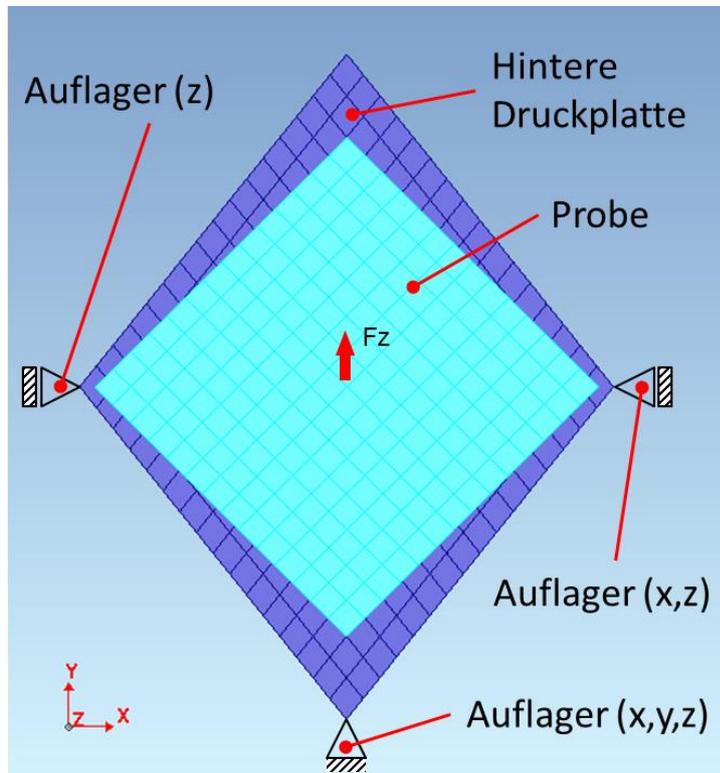


Abb. 79: Modell zur Verifikation der Simulation der Reibkräfte bei einachsiger Relativbewegung zwischen Probe und den Druckplatten; die vordere Druckplatte ist ausgeblendet

Zu Beginn der Simulation, wird zunächst über die ersten 0,5 s die Normalkraft von 160 N linear über die vordere Druckplatte aufgebaut. Danach wird die Zugbewegung gestartet, die in Y-Richtung erfolgt. Hierbei wird die Probe über eine Zeit von 0,1 s auf die Geschwindigkeit von 100 mm/s beschleunigt. Als Reibungskoeffizient wird ein Wert von  $\mu = 0,167$  pro Kontaktfläche zwischen Probe und den Druckplatten verwendet.

In dem Reibwertmodell stellt sich eine einachsige Relativbewegung zwischen den Druckplatten und der Probe ein. Im Gegensatz hierzu entsteht beim PFT mit Druckplatten durch die Scherung der Probe ein Geschwindigkeits-Vektorfeld (siehe Kapitel 7.3), bei dem die resultierende Reibkraft in Zugrichtung des Scherrahmens wesentlich kleiner ist. Dies resultiert zum Ersten daher, dass beim PFT der Scherrahmen bezogen auf die Probe am oberen Gelenkpunkt nach oben und am unteren Gelenkpunkt nach unten gezogen wird. Das entstehende Geschwindigkeitsvektorfeld ist hierdurch diagonalsymmetrisch zur Probe. Die

Zugkraft am oberen Gelenkpunkt korrespondiert somit mit den Reibkräften der oberen Hälfte der Probe und der untere Gelenkpunkt entsprechend mit der unteren Hälfte. Zum Zweiten wirken die Reibkräfte an den einzelnen Knoten entsprechend ihren Geschwindigkeitsvektoren in unterschiedliche Richtungen, unterschiedlichen Winkeln und unterschiedlichen Hebelarmverhältnissen zu den Schenkeln des PF. Die resultierende Zugkraft an den Gelenkpunkten ist daher geringer als die zugrunde liegende Reibkraft am Knoten selbst.

### 8.2.3. Modell Picture Frame Test mit Druckplatten zur Erzeugung der Normalkraft

Auf Basis der Erkenntnisse über die korrekte Parametrierung der Kontaktrandbedingungen zur Simulation der Wandreibung wird das Modell zur Simulation des modifizierten PFT Aufbaus erstellt. Die hintere Druckplatte wird in allen drei Richtungen fest eingespannt und damit ortsfest gehalten. Die vordere Druckplatte dient dem Aufbau der Normalkraft und wird im Modell nur in X- und Y-Richtung gehalten und zudem die Rotation in Z-Achse unterdrückt. Beide Druckplatten sind über Starrkörperelemente modelliert. Die Probe selbst ist über die Stabelemente am Scherrahmen gehalten und ist in alle Richtungen frei. Zwischen den Stabelementen und den Druckplatten findet keine Interaktion statt.

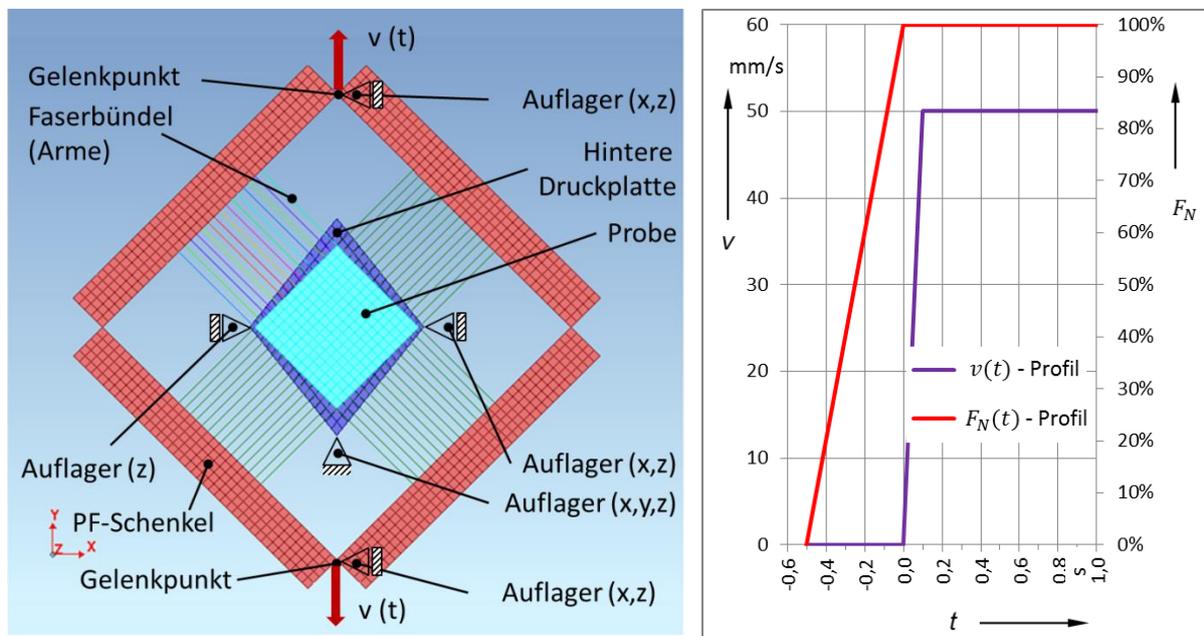


Abb. 80: Links: Modell PFT mit Druckplatten zum Aufbau der Normalkraft auf dem Gewebe; die vordere Druckplatte ist ausgeblendet; Rechts: Diagramm mit Geschwindigkeits- und Normalkraftprofil zu Beginn des Messung

Zu Beginn der Simulation wird zunächst die entsprechende Normalkraft in Z-Richtung über die vordere Druckplatte aufgebaut. Die Normalkraft wird im Massenschwerpunkt als Punktlast aufgebracht. Der Kraftanstieg erfolgt über eine lineare Funktion innerhalb von 0,5 s (siehe Diagramm in Abb. 80). Danach beginnt die Scherbewegung, die zunächst über eine Beschleunigungsrampe von 0,1 s auf die Sollgeschwindigkeit gebracht wird. Um sicher zu stellen, dass die Druckplatten zentrisch zum Scherrahmen und damit zur Probe bleiben, wird in dem Modell der obere und untere Gelenkpunkt des Scherrahmens synchron in entgegengesetzte Richtungen entlang der Z-Achse mit je 50 mm/s bewegt.

Die Dickenzunahme der Probe mit zunehmender Scherung ist in dem Modell unterdrückt. Diese Maßnahme ist erforderlich um den Kontakt zwischen Probe und den Druckplatten halten zu können. PAMFORM rechnet in der Grundeinstellung mit einer Dickenzunahme um den Faktor  $(\cos \gamma)^{-1}$ . Die Scherkennlinie wurde entsprechend um den Faktor  $(\cos \gamma)^{-1}$  korrigiert, um weiterhin die korrekte Scherspannung zu erhalten.

In Tabelle 9 sind alle PFT Simulationen und deren Parameter aufgeführt.

Tabelle 9: Simulationsplan zur Verifizierung der Messergebnisse

Lft. Nr.	Bezeichnung	Testart	Probengröße [mm <sup>2</sup> ]	Normaldruck p - [kPa]	Temperatur T - [C°]	Binder	Anzahl Lagen	v_Abzug [mm/min]
<b>Variation Normalkraft und Temperatur mit einseitigem Binderauftrag</b>								
1	SIM-SK1_PFT_R14/ p0/ T20/ 1L/ 1SB/ v100/ Ref.	PFT 204mm	70x70	0	20	mit	1	100
2	SIM-SK2-PFT R14/ p10/ T20/ 1L/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	10	20	mit	1	100
3	SIM-SK3-PFT R14/ p30/ T20/ 1L/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	20	mit	1	100
4	SIM-SK4-PFT R14/ p60/ T20/ 1L/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	60	20	mit	1	100
5	SIM-SK5-PFT R14/ p10/ T140/ 1L/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	10	140	mit	1	100
6	SIM-SK6-PFT R14/ p30/ T140/ 1L/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	140	mit	1	100
7	SIM-SK7-PFT R14/ p60/ T140/ 1L/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	60	140	mit	1	100
<b>Mehrlagige Probe PFT mit einseitigem Binderauftrag</b>								
10	SIM-SK10-PFT R14/ p30/ T20/ 2L-GS/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	20	mit	2	100
11	SIM-SK11-PFT R14/ p30/ T20/ 4L-GS/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	20	mit	4	100
12	SIM-SK12-PFT R14/ p30/ T20/ 2L-WS/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	20	mit	2	100
13	SIM-SK13-PFT R14/ p30/ T20/ 4L-WS/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	20	mit	4	100
14	SIM-SK14-PFT R14/ p30/ T140/ 2L-GS/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	140	mit	2	100
15	SIM-SK15-PFT R14/ p30/ T20/ 4L-GS/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	140	mit	4	100
16	SIM-SK16-PFT R14/ p30/ T140/ 2L-WS/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	140	mit	2	100
17	SIM-SK17-PFT R14/ p30/ T140/ 4L-WS/ 1SB/ v100	PFT 204mm	70x70	30	140	mit	4	100
<b>Einfluss der Probengröße</b>								
18	SIM-SK18-PFT R9/ p0/ T20/ 1L/ 1SB/ v100	PFT 204mm	45x45	0	20	mit	1	100

#### 8.2.4. Rechenansatz zur Ableitung abstrahierter Scherkennlinien

Aus den Ergebnissen der durchgeführten Messungen des Scherkraftverlaufs unter Variation der Parameter in Kapitel 7, lässt sich ein charakteristisches Verhalten für den PFT unter Normaldruck ableiten. In Abbildung 81 ist ein stark abstrahierter Scherkraftverlauf über den Scherwinkel aufgetragen. Der Verlauf lässt sich in die drei Bereiche unterteilen, dem

Anfangshaft-, Plateau- und Scherversteifungsbereich. Die Übergänge sind durch die folgenden vier Scherwinkel definiert.

$\gamma_1$  = Scherwinkel beim Haftreibungsmaximum

$\gamma_2$  = Scherwinkel zu Beginn des Plateaus

$\gamma_3$  = Scherwinkel am Ende des Plateaus = Grenzwinkel des Beginns der Scherversteifung

$\gamma_4$  = Scherwinkel zum Ende der Messung nach 100 mm Traversenweg des PFT

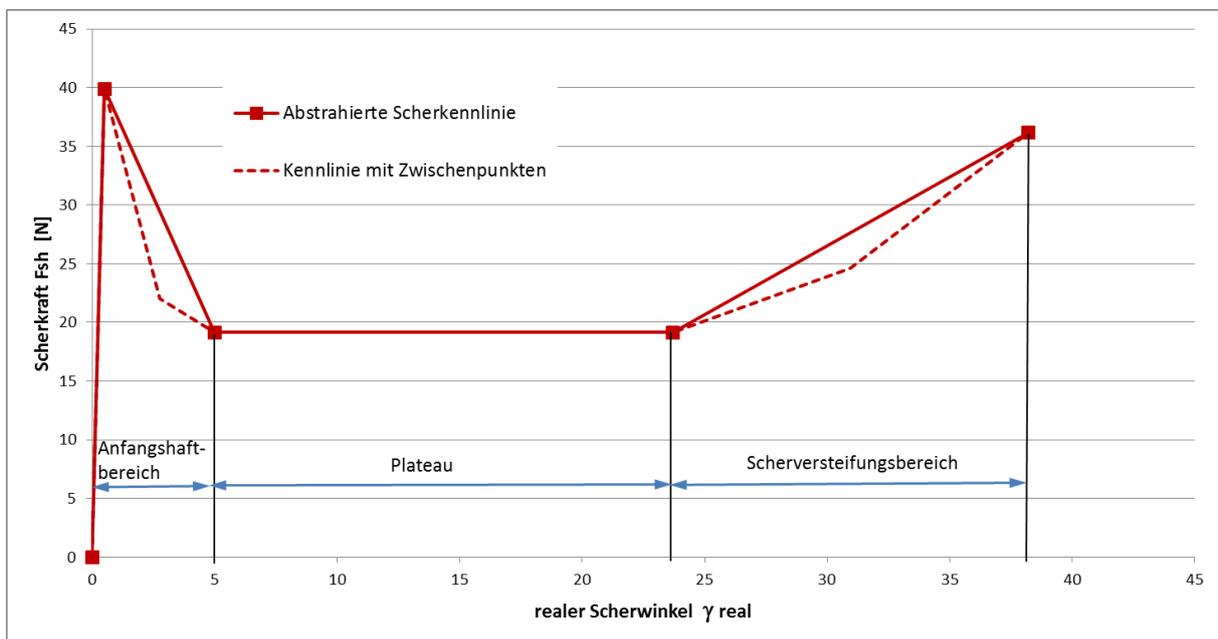


Abb. 81: Abstrahierte Scherkennlinie mit den charakteristischen Bereichen

Die Scherkraft setzt sich aus den einzelnen Scherwiderstandskomponente  $\vec{F}_W$ ,  $\vec{F}_{Intra}$  und  $\vec{F}_{Inter}$  zusammen. In Kapitel 7.5.3 wird mit Gleichung (39) die explizite Berechnung der Scherkraft formuliert. Die Konstante  $k_1$  entspricht dem Übersetzungsverhältnis des Reibanteils  $\vec{F}_W$  und der daraus resultierenden Scherkraft an der Probe unter Berücksichtigung des Geschwindigkeits-Vektorfeldes (Abb. 61 in Kapitel 7.3). Mit dem Modell des PFT mit Druckplatten wird eine Simulation ohne Scherwiderstand ( $\vec{F}_{Intra}, \vec{F}_{Inter}$ ) unter Normaldruck und Wandreibung durchgeführt. Aufgrund der Änderung des Geschwindigkeits-Vektorfeldes über den Verlauf des Scherwinkels besitzt  $k_1$  eine Abhängigkeit vom Scherwinkel um den Faktor  $(\cos \gamma)^{-1}$ . Mit Gleichung (40) wird diese Abhängigkeit ergänzt.

$$k_1(\gamma) = \frac{k_1(\gamma=0)}{\cos \gamma} \quad (40)$$

mit:  $k_1(\gamma = 0) = 0,38$  entsprechend Kapitel 7.5.3

Die Konstanten  $k_2$  und  $k_3$  sollten theoretisch dem Übersetzungsverhältnis zwischen dem Wirkdurchmesser  $D_W$  an den Kreuzungspunkten und dem PF entsprechen. Nach dem Energieerhaltungssatz ergibt sich daraus die Gleichung (41), die ebenfalls eine Abhängigkeit vom Scherwinkel besitzt. Die Herleitung ist in Anhang 6 ausführlich dokumentiert.

$$k_{2/3} = \frac{d_W}{4 \cdot \cos\left(\frac{90^\circ - \gamma}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{90^\circ - \gamma}{2}\right) L_{GW}} \quad (41)$$

Die Ergebnisse aus (41) sind jedoch stark abweichend von den empirisch ermittelten Konstanten in Kapitel 7.5.3. Aufgrund des kleinen Wirkdurchmessers ( $D_W=2,8\text{mm}$ ) ergeben sich Werte von  $k_{2/3}=0,02$  bei  $10^\circ$  Scherwinkel und  $k_{2/3}=0,027$  bei  $52,5^\circ$  Scherwinkel. Für die Simulationen werden daher die empirisch ermittelten Konstanten aus Kapitel 7.5.3 verwendet. Offensichtlich treten neben den Reibmomenten an den Kreuzungspunkten noch weitere intralaminaren Scherwiderstände auf, die in Gleichung (41) nicht berücksichtigt sind.

Für den Scherversteifungsbereich der Scherkurve sind die physikalischen Zusammenhänge komplex. Bei der Scherung über den Grenzwinkel hinaus kommt es zu einer Kompaktierung der Faserbündel quer zur Faserrichtung. Die freien Lücken zwischen den Filamenten sind gefüllt und es kommt zu einem gegeneinander aufschieben der Filamente [14, 23]. Eine mathematische Herleitung ist daher schwierig. Aus den Ergebnissen der Messungen wurde ersatzweise die empirische Gleichung (42) ermittelt. Damit lässt sich der Scherwiderstand am Ende des Scherversteifungsbereichs berechnen.

$$\vec{F}_{intra} = k_2 \cdot \left[ \frac{\cos(\gamma_3)}{\cos(\gamma_4)} \right]^2 \cdot \vec{F}_N \cdot (1 + f_v) \cdot (n_1 \cdot \mu_1 + n_2 \cdot \mu_2) + n_2 \cdot \vec{F}_{Sh0} \quad (42)$$

Über den Term  $\left[ \frac{\cos(\gamma_3)}{\cos(\gamma_4)} \right]^2$  wird der exponentielle Anstieg der Scherkraft im Scherversteifungsbereich abgebildet. Die Normalkraft steigt um den Faktor  $f_v$  an, da die Kompaktierung zu einer Zunahme der Gewebedicke und damit zu einer Richtungsumkehr des Pneumatikzylinders führt. Die Werte für  $f_v$  können aus Abbildung 43 in Kapitel 6.3 entnommen werden.

Die Reibungskoeffizienten werden über die in Kapitel 6.5 hergeleiteten Gleichungen (31, 32) berechnet. Unter Berücksichtigung der Reibpartner, Temperatur, Normaldruck und Reibgeschwindigkeit erhält man die entsprechenden Reibungskoeffizienten, mit denen die

Simulationen durchgeführt werden. Eine Auflistung der verwendeten Reibungskoeffizienten  $\mu_1$ ,  $\mu_2$ ,  $\mu_3$  können Anhang 5 entnommen werden.

Zur Ableitung der abstrahierten Scherkennlinie sind neben den Scherkraftniveaus an den Eckpunkten der Bereiche auch die zugeordneten Scherwinkel erforderlich. Diese bestimmen damit den Verlauf der Scherkurven in den drei charakteristischen Bereichen über den Scherwinkel. Sie definieren die Position der Übergangsbereiche entlang der Abszisse im Diagramm. Bei dem verwendeten Toray Gewebe ergeben sich folgende gerundete Mittelwerte:

$$\gamma_1 = 0,5^\circ \quad (\text{Standardabweichung } +0,31^\circ/-0,25^\circ)$$

$$\gamma_2 = 5^\circ \quad (\text{Standardabweichung } +1,49^\circ/-0,57^\circ)$$

$\gamma_3$  = Funktion von der Scherkraft pro Gewebelage

$\gamma_4$  = Funktion von der Scherkraft pro Gewebelage

Die beiden Funktionen zur Bestimmung von  $\gamma_3$  und  $\gamma_4$  werden über Regressionsanalysen auf Basis der Messergebnisse in Abhängigkeit von der Scherkraft pro Gewebelage ermittelt. In Abbildung 82 sind die  $\gamma_3$  Datenpunkte in Abhängigkeit der Scherkraft pro Gewebelage aller Messergebnisse dargestellt und die ermittelte Funktion zur Berechnung des Grenzwinkels  $\gamma_3$  eingetragen. Abbildung 83 zeigt das gleiche für den Scherwinkel  $\gamma_4$  am Ende der Messung.

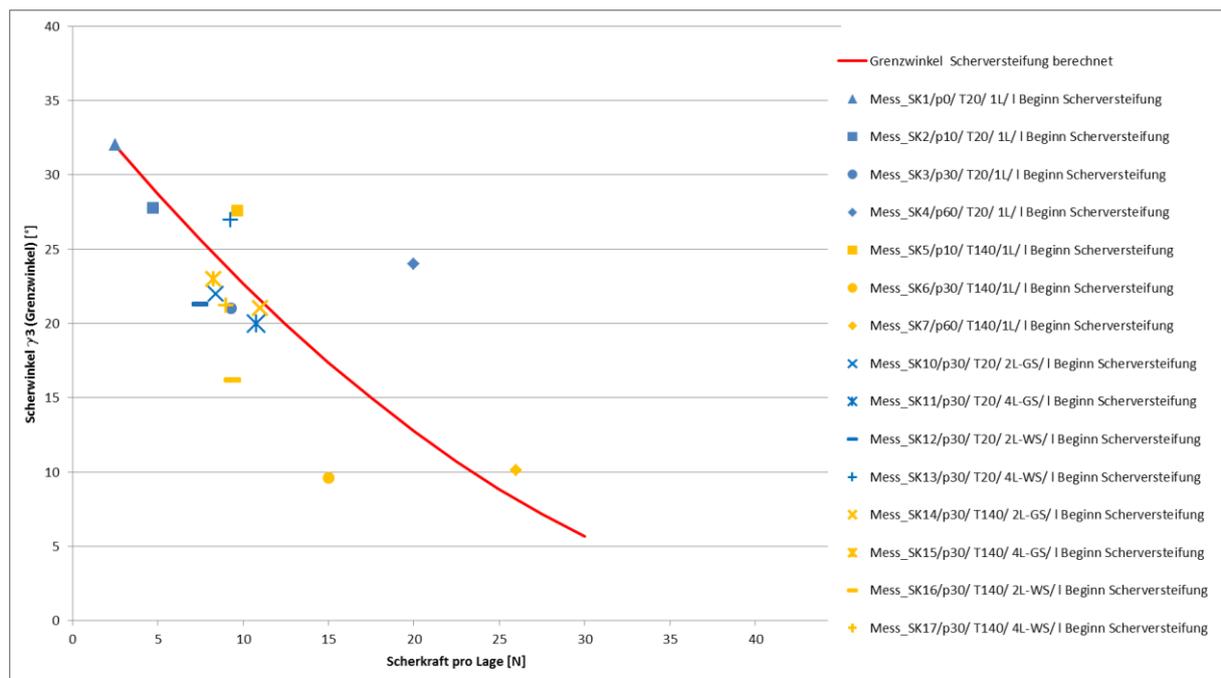


Abb. 82: Funktion zur Berechnung des Grenzwinkels  $\gamma_3$ , Beginn der Scherversteifung

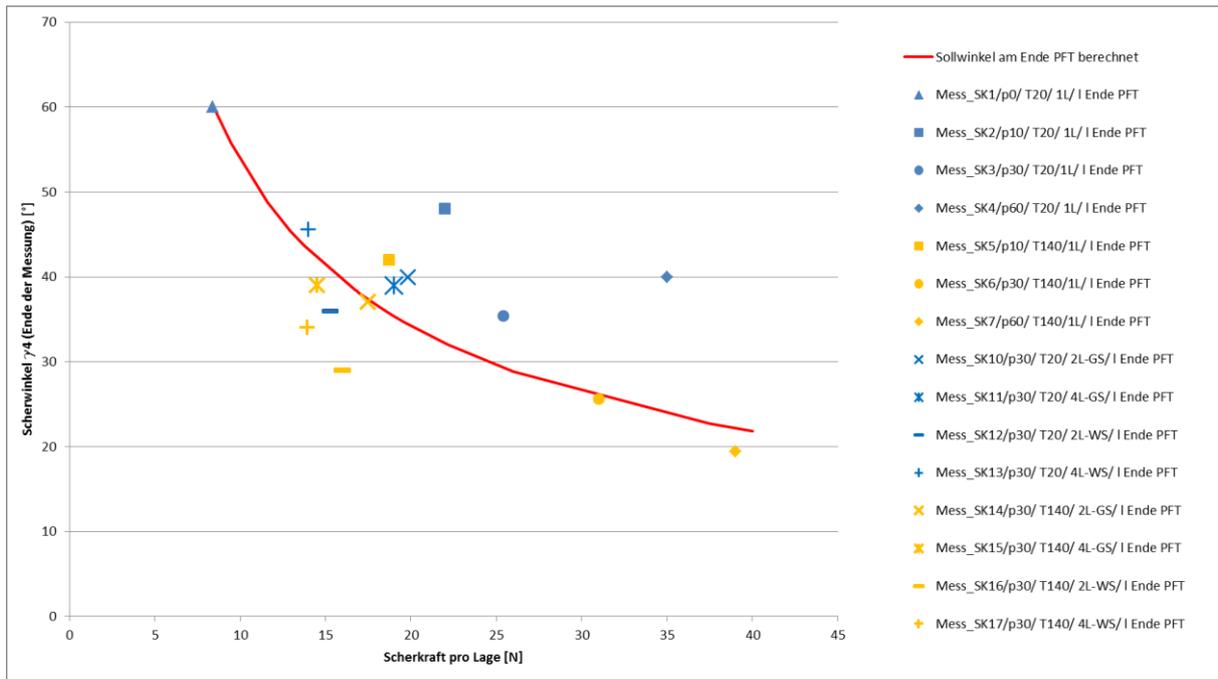


Abb. 83: Funktion zur Berechnung des Schervinkels  $\gamma_4$  zum Ende der Messung nach 112 mm Traversenweg des PFT

Die daraus ermittelten Funktionen lauten:

$$\gamma_3 = \left[ 0,119 \cdot \left( 50 \text{ kPa} - \frac{\vec{F}_{Sh}}{n_2} \right) \right]^2 \quad \text{gültig für} \quad 0 \leq \frac{\vec{F}_{Sh}}{n_2} \leq 40 \text{ N} \quad (43)$$

$$\gamma_4 = 240 \cdot \left( \frac{\vec{F}_{Sh}}{n_2} \right)^{-0,65} \quad \text{gültig für} \quad 8,4 \text{ N} \leq \frac{\vec{F}_{Sh}}{n_2} \leq 40 \text{ N} \quad (44)$$

Damit können die Koordinaten der Eckpunkte der drei charakteristischen Bereiche, Anfangshaftreibung, Plateau und Scherversteifung in Abhängigkeit von den Reibungskoeffizienten, Normaldruck und Schichtungsart bestimmt werden. Damit lassen sich die abstrahierten Kennlinien der einzelnen Varianten erstellen. Für die Simulation des Scherverhaltens wird aus der abstrahierten Kennlinie der Scherwiderstandsanteil  $\vec{F}_{W}$  als Verlauf des Reibungskoeffizienten über den Schervinkel und die Scherwiderstandsanteile  $\vec{F}_{Intra}$  und  $\vec{F}_{Inter}$  als Schubmodulkurve des Gewebes definiert und im Programm hinterlegt.

In Realität sind die Scherkraftverläufe am Übergang zwischen Haftreibungsmaximum und Beginn des Plateaus sowie zwischen dem Beginn der Scherversteifung und dem Ende der Messung gerundet. Zur besseren Anpassung der abstrahierten Kennlinie, wird an diesen beiden Übergängen je ein Zwischenpunkt eingefügt. Über die Divisoren in Gleichung (45)

und (48) wird eine gute Annäherung an den typischen Kurvenverlauf erreicht. Die Koordinaten werden hierbei vereinfacht wie folgt bestimmt:

$$\gamma_{1/2} = \frac{\gamma_1 + \gamma_2}{2} \quad (45) \quad \vec{F}_{W\ 1/2} = \frac{\vec{F}_{W\ 1} + \vec{F}_{W\ 2}}{3} \quad (46)$$

$$\gamma_{3/4} = \frac{\gamma_3 + \gamma_4}{2} \quad (47) \quad \vec{F}_{Intra\ 1/2} = \frac{\vec{F}_{Intra\ 1} + \vec{F}_{Intra\ 2}}{2,5} \quad (48)$$

Die Zwischenpunkte sind in Abbildung 81 als gestrichelte Linie dargestellt. In Abbildung 84 werden abschließend die Kennlinien für die einzelnen Scherwiderstandsanteile beispielhaft dargestellt:

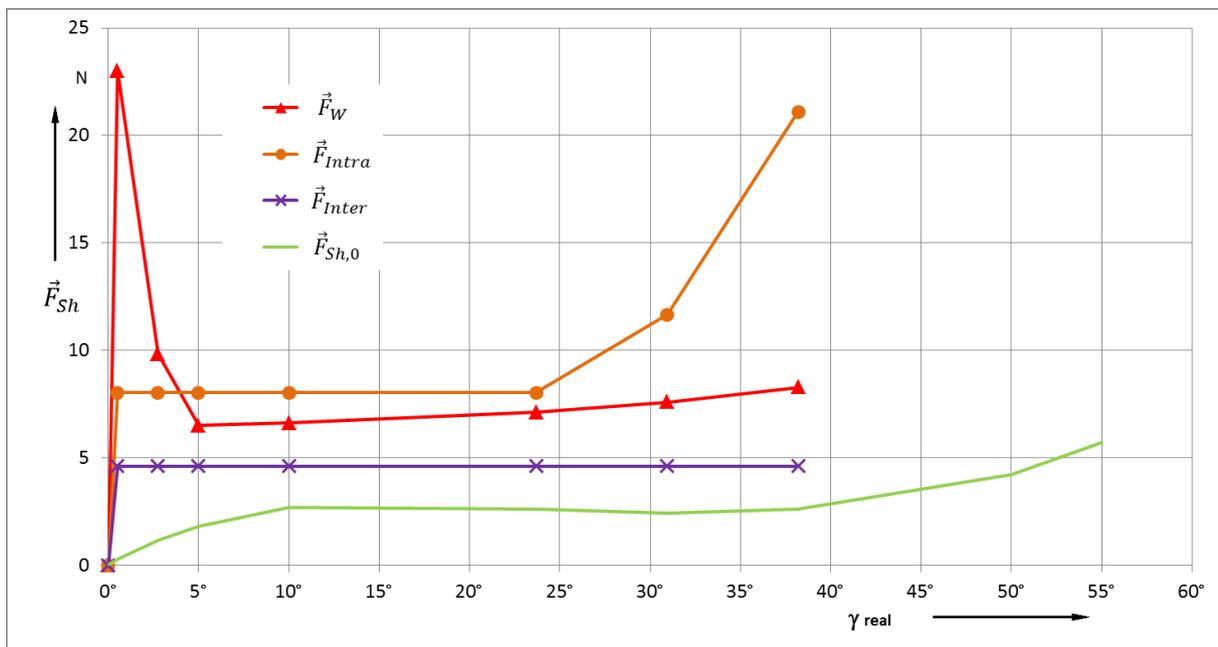


Abb. 84. Einzelbestandteile  $\vec{F}_W$ ,  $\vec{F}_{Intra}$  und  $\vec{F}_{Inter}$  der abstrahierten Scherkennlinie sowie die Kennlinie  $\vec{F}_{Sh,0}$  ohne Normaldruck

## 8.3. Ergebnisse

### 8.3.1. Untersuchung der Zugkraftverteilung über die Probenlänge

In Kapitel 3.3.1 wird mit Gleichung (8) die Umrechnung von der gemessenen Zugkraft am PFT in die Scherkraft an der Probe aufgeführt. Hierbei wird das Übersetzungsverhältnis zwischen dem Scherrahmen und der Probengröße berücksichtigt. Dieser Zusammenhang wird mit der Simulation des PFT ohne Normalkraft anhand zwei verschiedener Probengrößen untersucht und verifiziert. In Abbildung 85 sind die Ergebnisse der Simulation in Form von Zugkraftverläufen pro Stabelement einer Probe mit 130 x 130mm<sup>2</sup> Probengröße mit 26 Faserbündeln (27 Stabelemente) pro Kante dargestellt. Der Abstand von Stabelement

1 zu 27 beträgt 130 mm. Wie in Abbildung 85 zu sehen ist, nimmt das erste Stabelement die größte Zugkraft auf. Die folgenden Stabelemente übernehmen wesentlich geringere Zugkräfte. Ab dem Stabelement 14 (Stabelement in Probenmitte) ist die Kraft null. Druckkräfte werden aufgrund der definierten Federkennlinie nicht aufgebaut.

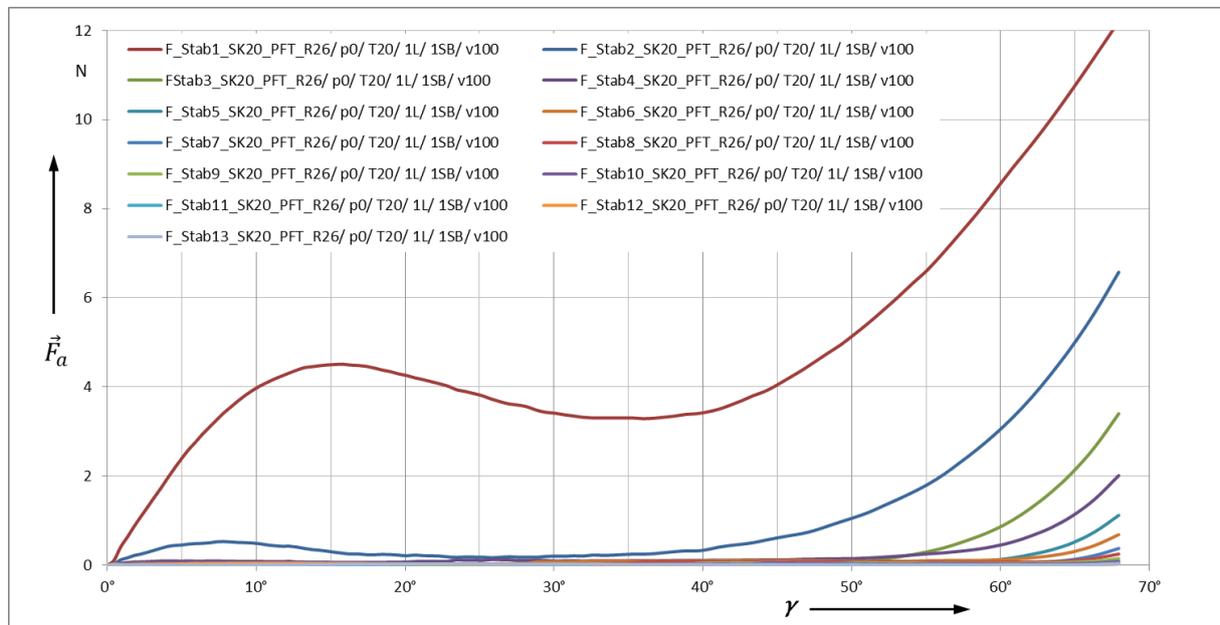


Abb. 85: Zugkräfte der einzelnen Faserbündel beim PFT über den Scherwinkel – Probe mit 26 Faserbündeln

In einer zweiten Simulation wird die Probengröße mit 70 x 70mm<sup>2</sup> Kantenlänge und 14 Faserbündeln (15 Stabelemente) untersucht. Wie in Abbildung 86 zu sehen ist, sinkt das Kraftniveau ähnlich wie bei der Probe mit 26 Faserbündeln. Aufgrund der geringeren Anzahl Faserbündel sind die Stufensprünge jedoch größer. Stabelement 2 trägt nur noch ca. 45 % der Kraft des ersten Stabelementes. Ab dem Stabelement 8 (Probenmitte) ist die Kraft null.

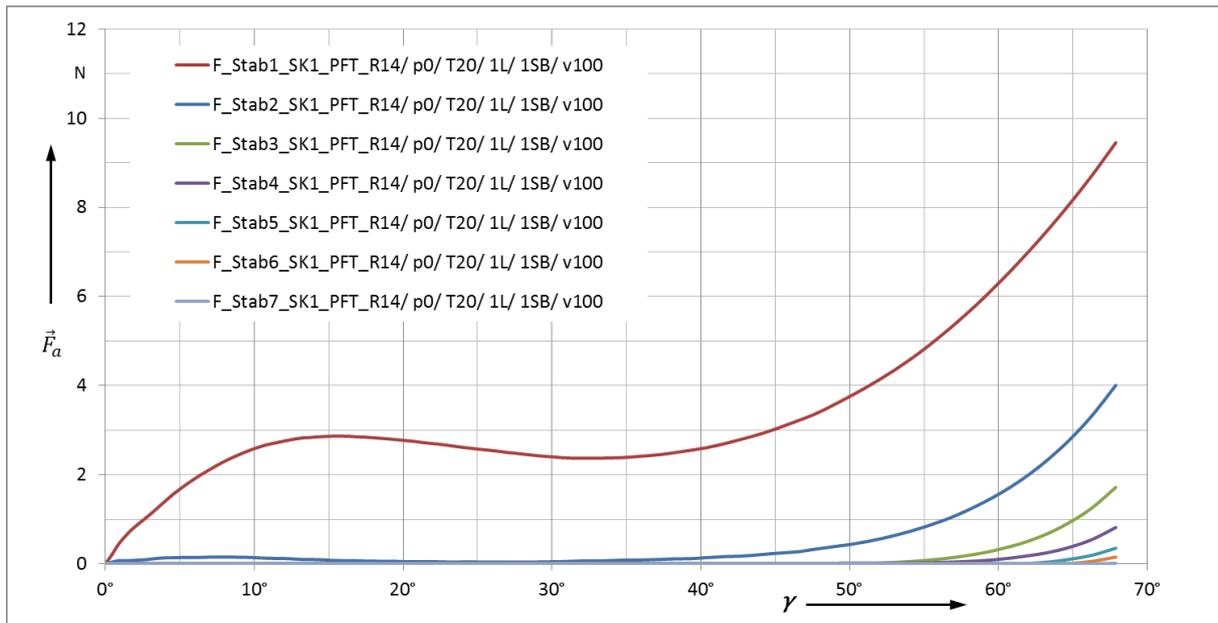


Abb. 86: Zugkräfte der einzelnen Faserbündel (Stabelemente) beim PFT über den Scherwinkel – Probe mit 14 Faserbündeln

In Abbildung 87 wird die bei den Simulationen verwendete Scherkennlinie mit den Simulationsergebnissen der beiden Probengrößen mit 26 Faserbündel und 14 Faserbündel gegenübergestellt. Die Kennlinie sowie die Simulationsergebnisse sind als normierte Scherkraft (NSF) über den Scherwinkel aufgetragen. Zur Überprüfung der Übereinstimmung, werden die Simulationsergebnisse zum einen über die ausgelesene Zugkraft  $\vec{F}_Z$  am oberen Gelenkpunkt des PFT ermittelt, als auch über die Summe der Einzelkräfte der Stabelemente ( $\vec{F}_{Stab}$ ) unter Berücksichtigung der Hebelarmverhältnisse. Wie man in dem Diagramm in Abbildung 87 sehen kann, sind die Kurvenverläufe in beiden Fällen für die 14 Faserbündel sowie 26 Faserbündel übereinstimmend. Die Simulationsergebnisse SK1 mit 14 Faserbündel decken sich annähernd mit der Scherkennlinie. Dagegen liegen die Simulationsergebnisse SK18 mit 26 Faserbündeln signifikant unterhalb der zugrunde liegenden Scherkennlinie.

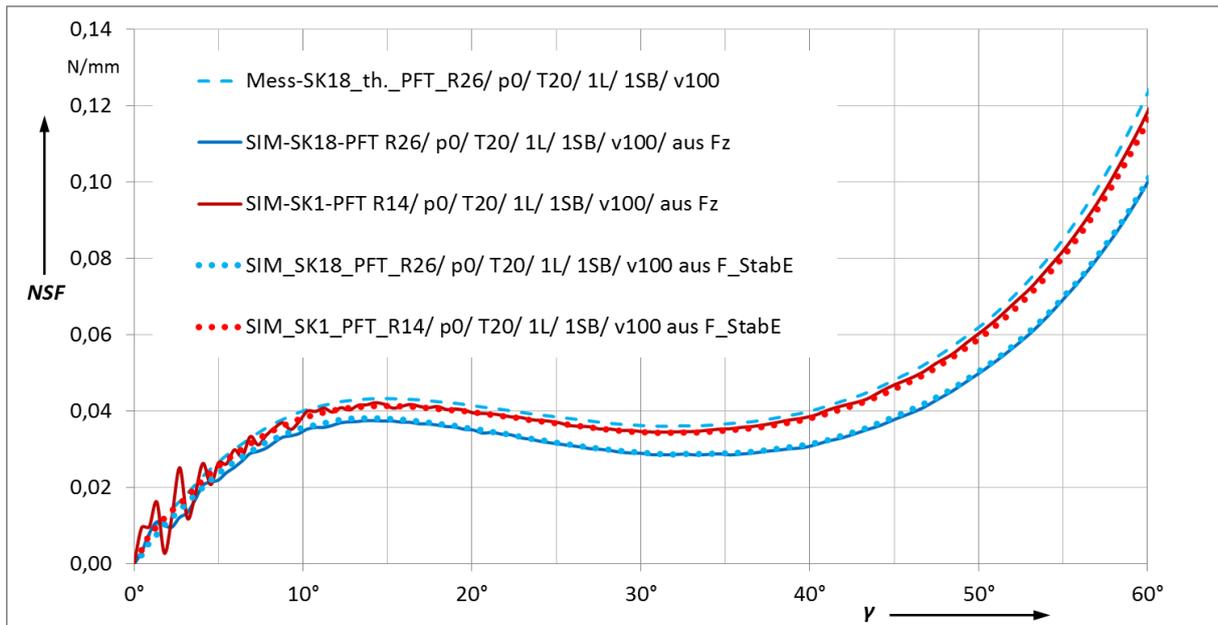


Abb. 87: Aus der Messreihe SK18 ermittelte Scherkennlinien und die damit ermittelten Simulationsergebnisse für die Probengrößen 70 x 70 mm<sup>2</sup> (14 Faserbündel) und 130 x 130 mm<sup>2</sup> (26 Faserbündel); berechnet aus dem Kraftverlauf der Zugkraft  $\vec{F}_Z$  (durchgezogene Linie) und alternativ aus der Summe der Zugkräften in den Stabelementen (punktirierte Linie)

### 8.3.2. Verifizierung der Scherkraft Messreihen unter Normaldruck

Auf Basis der in Abbildung 77 gezeigten SK18 Scherkennlinie, die bei einer Probengröße von 70 x 70 mm<sup>2</sup> mit 14 Faserbündel eine sehr gute Übereinstimmung zeigt, erfolgt die Verifizierung der Messergebnisse der Messreihen mit dem modifizierten Scherrahmen mit Druckplatten zum Aufbau von Normalkräften im Scherversuch.

In den nachfolgenden Diagrammen, wird zum Vergleich jeweils das Simulationsergebnis dargestellt, das mit den gleichen Parametern für Normaldruck, Reibungskoeffizienten und Schichtungsart simuliert wird, aber mit der SK18 Scherkennlinie (siehe Abb. 77), die ohne Normaldruck ermittelt wird. Diese Scherkurve entspricht der üblichen Vorgehensweise nach dem Stand der Technik.

An der Stelle wird nochmals darauf hingewiesen, dass PAMFORM, ein FEM basiertes Drapier- Simulationsprogramm auf makroskopischer Ebene, das Gewebe als Kontinuum rechnen. Abweichend von der Realität treten bei mehrlagig modellierten Gewebeproben an den interlaminaren Grenzschichten keine Relativbewegungen zwischen den sich kreuzenden Faserbündeln auf. Der Anteil des interlaminaren Scherwiderstands wird daher im Modell über die Scherkennlinie des Gewebes berücksichtigt.

### 8.3.2.1. Variationen der Normalkraft und Temperatur

In Abbildung 88 werden die Ergebnisse für die Mess- und Simulationsreihe SK2 mit einlagiger Probe bei Raumtemperatur gezeigt. Der Normaldruck ist mit 10 kPa relativ gering. Bis ca. 39° Scherwinkel stimmt das Simulationsergebnis mit der abstrahierten SK2-Kennlinie gut überein. Der Übergang in den Scherversteifungsbereich bei ca. 28° stimmt mit dem Messergebnis überein. Die Simulationskurve steigt jedoch deutlich langsamer an und erreicht bei weitem nicht das Endniveau der Messkurve.

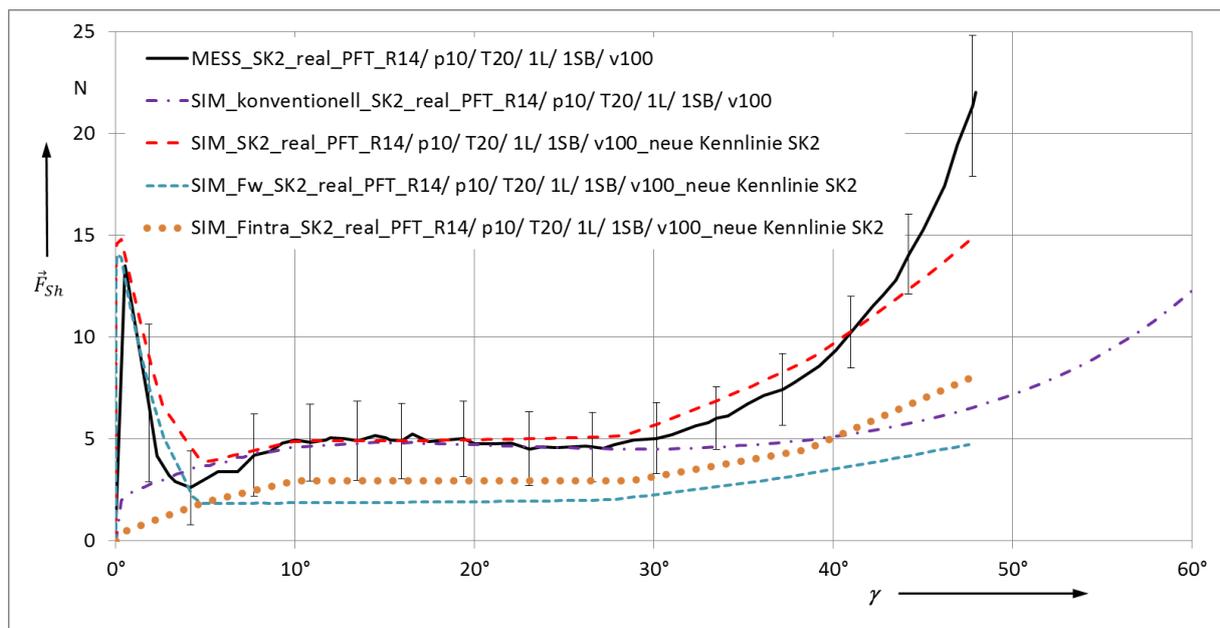


Abb. 88: SK2 Scherkraftverlauf; 1 Lage;  $p_N=10$  kPa; 20 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

In Abbildung 89 sind die Ergebnisse bei einem Normaldruck von 30 kPa bei Raumtemperatur wiedergegeben. Das Simulationsergebnis liegt über den gesamten Verlauf ca. 10% über dem Messergebnis. Im Plateaubereich deckt sich das Ergebnis der konventionellen Simulation mit dem SK3 Messergebnis. Mit Beginn des Scherversteifungsbereiches knicken SK3-Messkurve und SK3 Simulationskurve steil nach oben ab und zeigen damit einen deutlichen Einfluss des Normaldrucks.

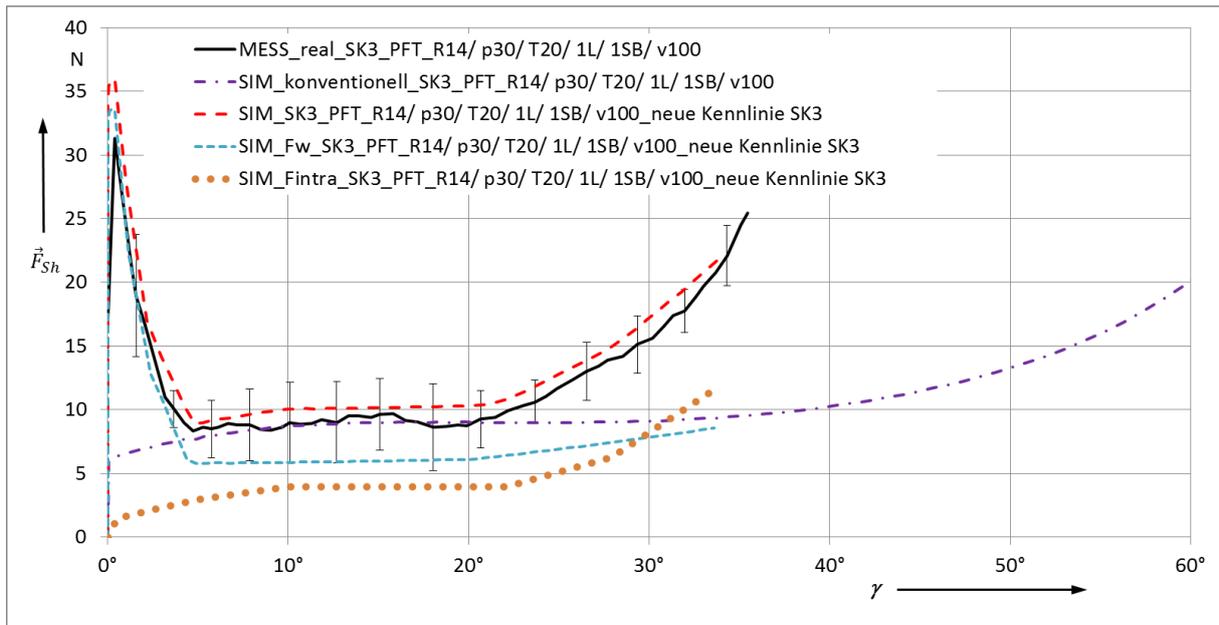


Abb. 89: SK3 Scherkraftverlauf; 1 Lage;  $p_N = 30 \text{ kPa}$ ;  $20 \text{ °C}$ ; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

Mit der weiteren Erhöhung des Normaldrucks auf  $60 \text{ kPa}$  zeigt sich eine signifikante Abweichung zwischen dem Messergebnis und dem Simulationsergebnis (Abb. 90). Die Messkurve fällt nach dem Anfangsmaximum langsamer ab und liegt bis  $18^\circ$  Scherwinkel deutlich über dem Simulationsergebnis. Die Höhe der Scherkraft zum Ende der Messung ist identisch zum Simulationsergebnis, jedoch ist der Scherwinkel am Ende deutlich höher.

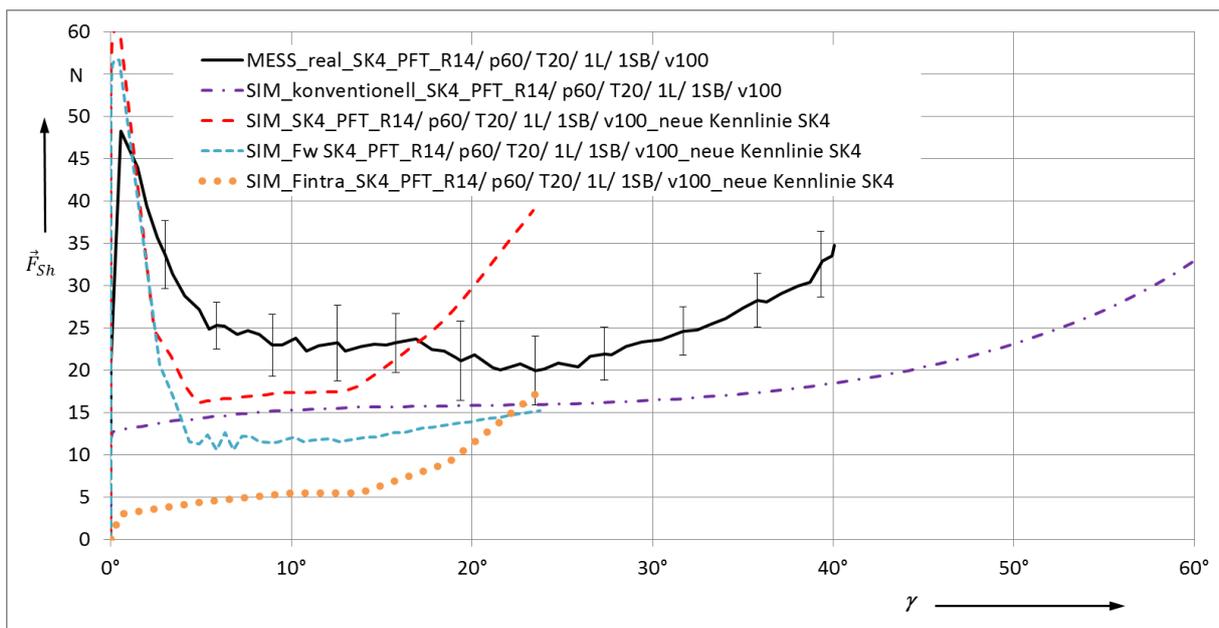


Abb. 90: SK4 Scherkraftverlauf; 1 Lage;  $p_N = 60 \text{ kPa}$ ;  $T = 20 \text{ °C}$ ; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

In den folgenden Abbildungen 91 bis 93 werden die Ergebnisse bei 140 °C Temperatur bei 10 kPa, 30 kPa und 60 kPa Normaldruck gezeigt. In allen drei Lastfällen zeigen sich Abweichungen zwischen den Simulations- und den Messergebnissen.

In Abbildung 91 sind die Ergebnisse der SK5 Simulation mit einlagiger Probe bei 140 °C und 10 kPa dargestellt. Das Anfangsmaximum und der darauffolgende Unterschwinger bis 8° Scherwinkel werden gut abgebildet. Danach steigt die Messkurve ungewöhnlich stark an. Im Scherversteifungsbereich stimmen dann wieder die Steigung und der Endwinkel annähernd überein.

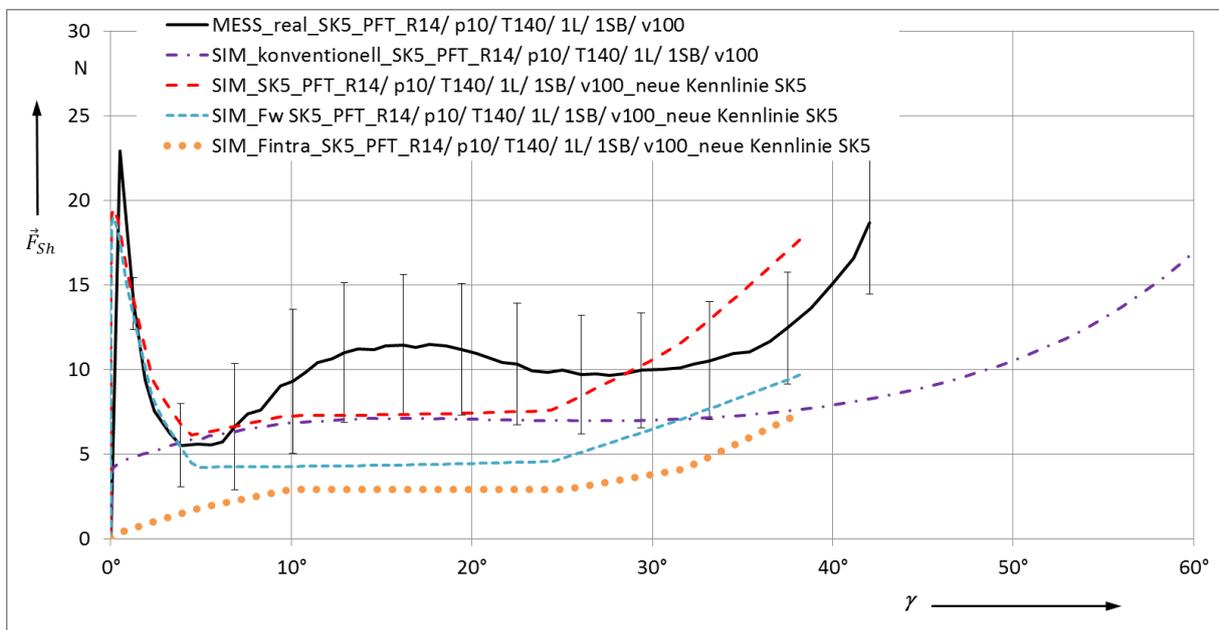


Abb. 91: SK5 Scherkraftverlauf; 1 Lage;  $p_N = 10 \text{ kPa}$ ; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

In Abbildung 92 sind die Ergebnisse der SK6 Simulation wiedergegeben. Bis 10° Scherwinkel gibt es eine gute Übereinstimmung. Danach steigt die Messkurve ungewöhnlich früh an. Mit dem mathematischen Ansatz wird dagegen mit dem Beginn des Scherversteifungsbereichs bei 17,6° berechnet.

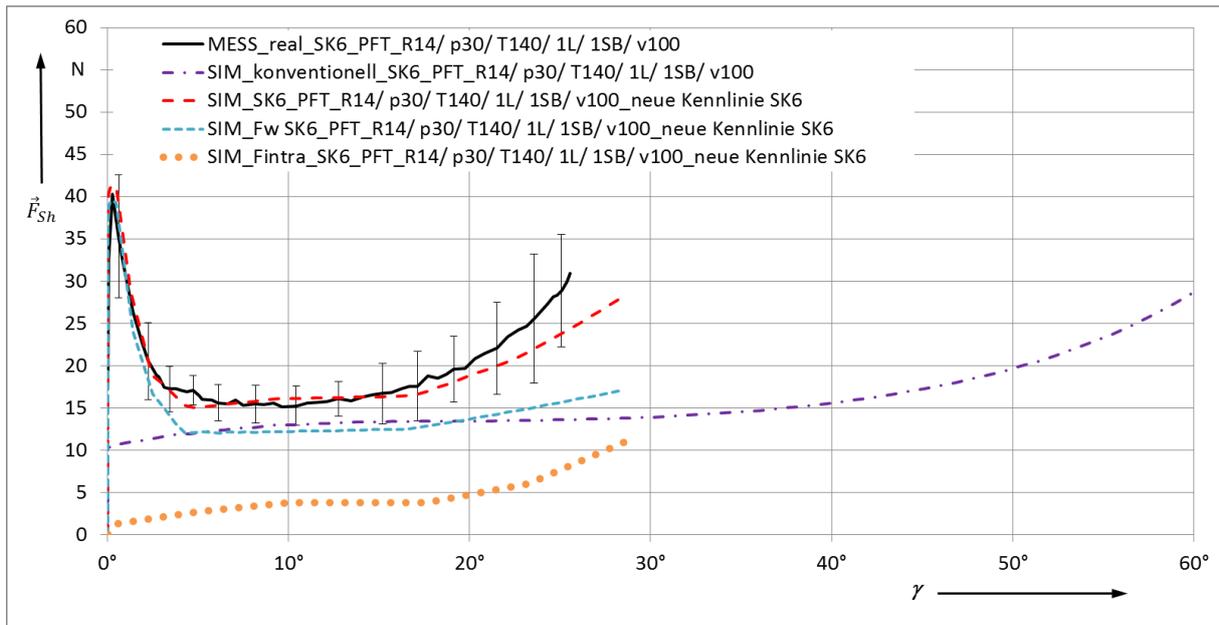


Abb. 92: SK6 Scherkraftverlauf; 1 Lage;  $p_N = 30$  kPa; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

In Abbildung 93 werden die Ergebnisse der SK7 Simulation bei 60 kPa gezeigt. Das Haftmaximum und der Abfall der Kurve bis ca. 2° Scherwinkel stimmt gut mit der Messung überein. Danach fällt das Messergebnis deutlich langsamer ab. Der Beginn des Scherversteifungsbereichs und die Steigung zum Ende der Messung stimmen wieder überein.

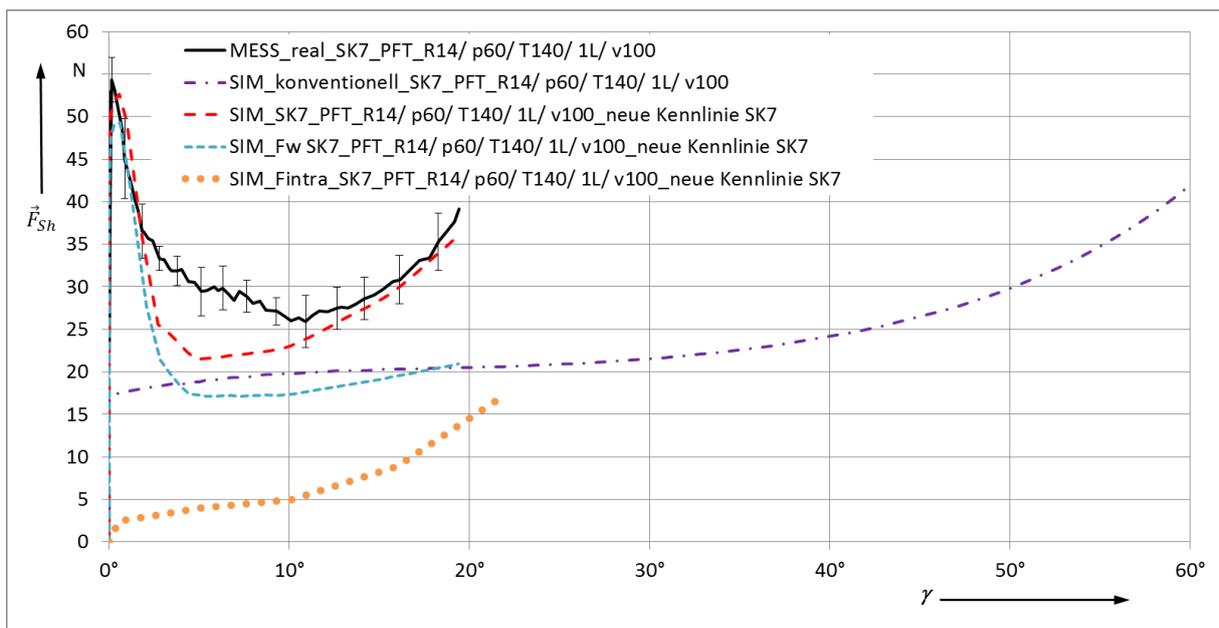


Abb. 93: SK7 Scherkraftverlauf; 1 Lage;  $p_N = 60$  kPa; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

### 8.3.2.2. Variation der Anzahl an gestapelten Gewebelagen

Mit der Variation der Anzahl Gewebelagen werden die Schubmodul-Kennlinien in der Simulation entsprechend multipliziert. Bei den Messreihen 10, 11 und 14, 15 sind die einzelnen Gewebelagen gleichsinnig übereinandergestapelt. Die Anordnung ist in Kapitel 7.3, Abbildung 60 dargestellt. Bei der gleichsinnigen Schichtung kreuzen sich die einander berührenden Faserbündel und scheren zueinander mit der Scherbewegung im PFT. Entsprechend müsste der Scherwiderstand größer sein als die Multiplikation des Scherwiderstandes der Einzellage. Die Ergebnisse bei einem Normaldruck von 30kPa und Raumtemperatur sind in den Abbildungen 94 und 95 dargestellt. Der Anteil der Reibung gegen die Druckplatten bleibt von der Anzahl der Lagen unberührt. Der Scherwiderstandsanteil der simulierten Kurve auf Basis der SK18 Kennlinie verdoppelt sich bei der Erhöhung von 2 Lagen (SK10) auf 4 Lagen (SK11). Der gemessene Scherkraftverlauf zeigt dagegen einen deutlichen größeren Anstieg und damit den Einfluss des interlaminaren Scherwiderstandes. Die Anzahl der interlaminaren Grenzschichten beträgt bei 2 Lagen eine Schicht und bei 4 Lagen drei Schichten. Das Ergebnis der SK10 Simulation zeigt über den gesamten Verlauf der Scherkurve eine gute Übereinstimmung.

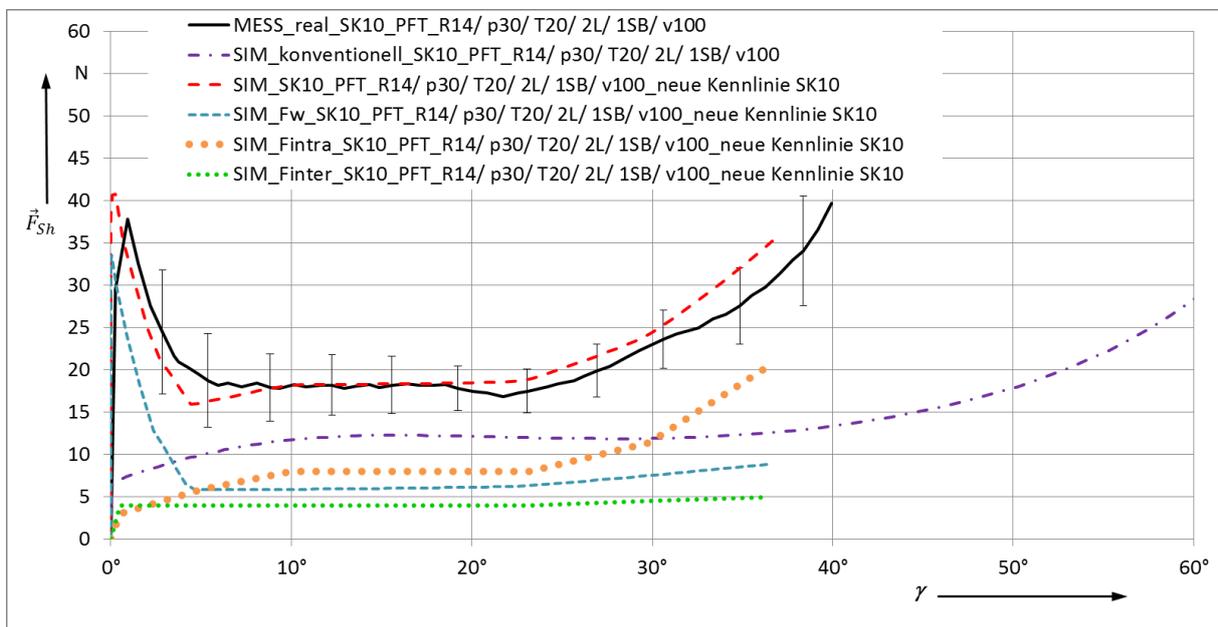


Abb. 94: SK10 Scherkraftverlauf; 2 Lagen;  $p_N = 30 \text{ kPa}$ ;  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ ; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

Mit der vierlagigen gleichsinnigen Schichtung steigt das Scherkraftniveau der Messkurve nochmals deutlich an und liegt jetzt weit oberhalb der SK18 Scherkennlinie (siehe Abb. 95). Die SK11 Simulationskurve stimmt an den Eckpunkten des Haftmaximums und zum Ende der Messung überein. Dazwischen liegt die Messkurve signifikant höher.

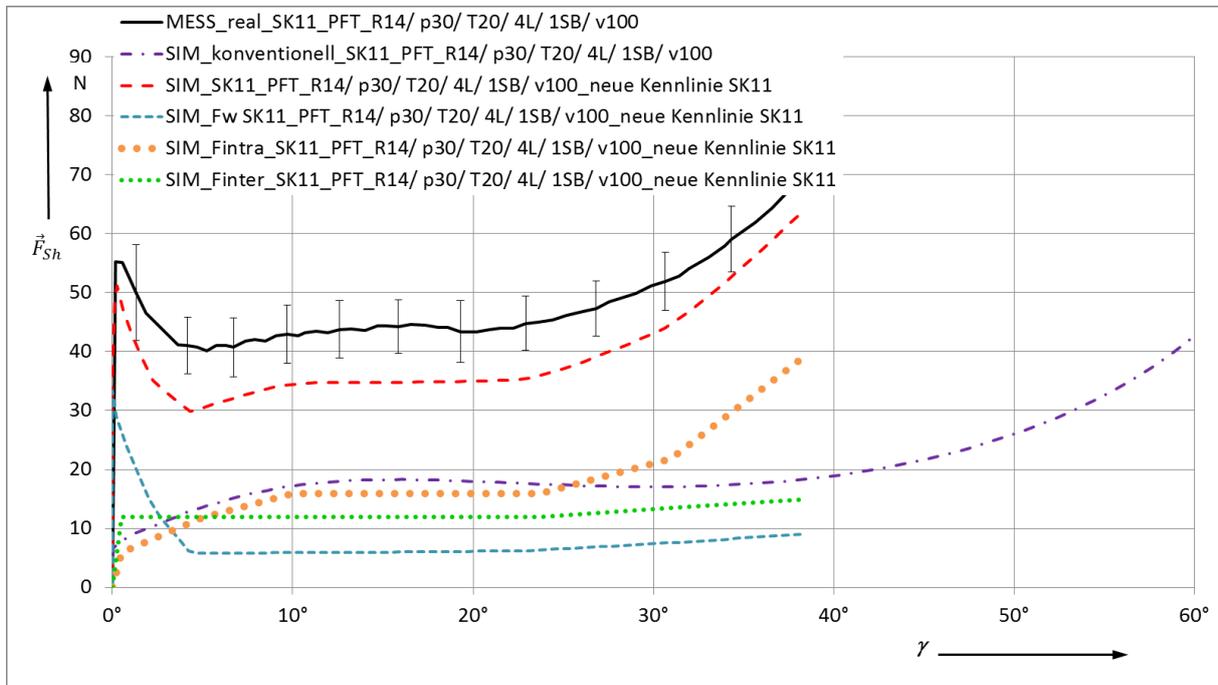


Abb. 95: SK11 Scherkraftverlauf; 4 Lagen;  $p_N = 30 \text{ kPa}$ ;  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ ; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

Die Ergebnisse bei  $30 \text{ kPa}$  Normaldruck und  $140 \text{ }^\circ\text{C}$  Temperatur sind in den Abbildungen 96 und 97 dargestellt. Im Gegensatz zu den Messungen bei Raumtemperatur steigt der Scherwiderstandanteil der Messreihe SK14 und SK15 annähernd mit der Anzahl der Lagen. Der Einfluss der interlaminaren Scherung scheint bei  $140 \text{ }^\circ\text{C}$  geringer zu sein.

Die SK14 Simulationskurve in Abbildung 96 liegt im Haftmaximum ca. 10 % über dem Messergebnis. Im weiteren Verlauf bis zum Erreichen des Plateaus bei  $5^\circ$  Scherwinkel liegt die Simulationskurve auf einem etwas niedrigeren Niveau. Danach verlaufen die beiden Kurven eng beieinander bis zum Grenzwinkel. Im Scherversteifungsbereich sind die beiden Kurven zunächst kongruent, bevor bei  $30^\circ$  die Simulationskurve mit einer höheren Steigung sich trennt.

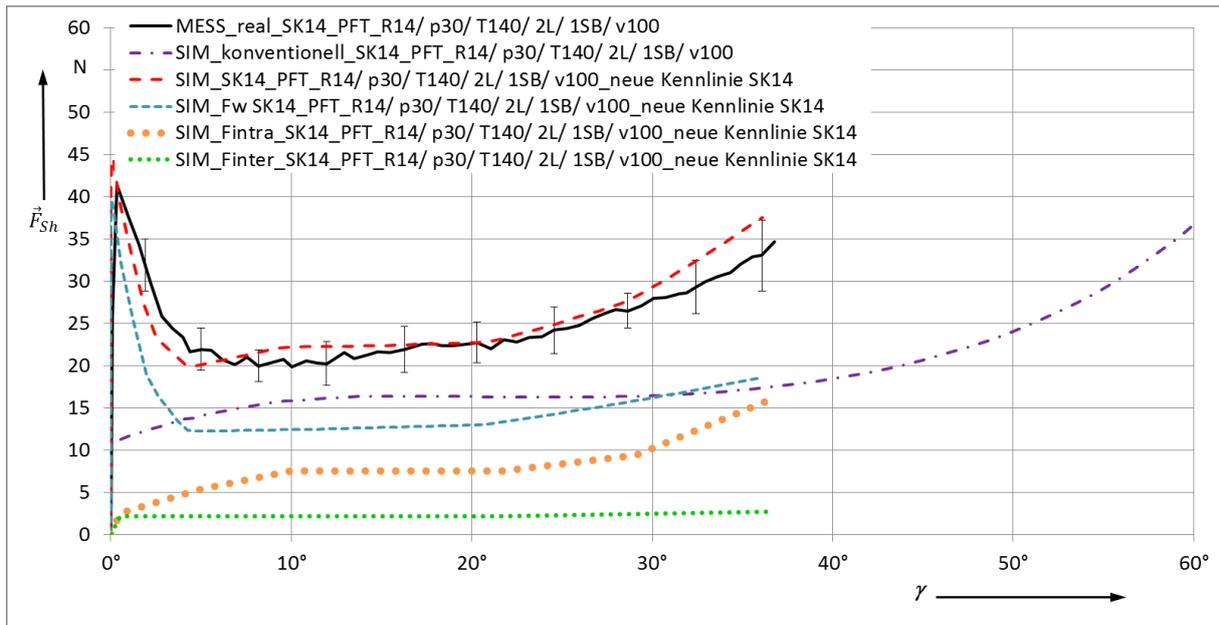


Abb. 96: SK14 Scherkraftverlauf; 2 Lagen;  $p_N=30$  kPa; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

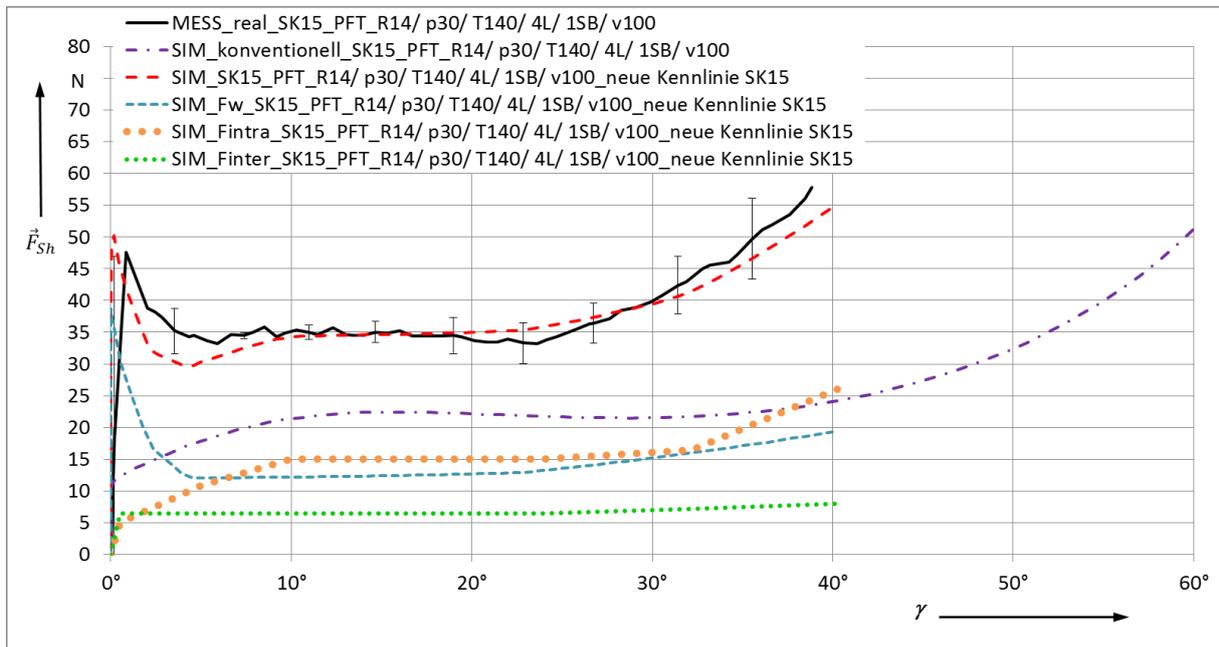


Abb. 97: SK15 Scherkraftverlauf; 4 Lagen;  $p_N=30$  kPa; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

Das Ergebnis der SK15 Simulation stimmt über den gesamten Verlauf der Messung gut überein. Lediglich bei 5° liegt die Simulationskurve etwas tiefer und im Bereich der Scherversteifung steigt sie weniger steil an.

### 8.3.2.3. Variation der Schichtungsart

In den Abbildungen 98 bis 100 werden die Kurvenverläufe bei wechselsinniger Schichtung dargestellt. Hierbei ist weiterhin die Vorderseite (Glasseite) jeder Lage ohne Binder und auf der Rückseite (Aluminiumseite) mit Binder versehen. Die wechselsinnige Schichtung wird durch eine 90° Drehung jeder zweiten Schicht hergestellt. Durch die wechselsinnige Schichtung kommt es an den interlaminaren Grenzschichten zur Berührung zwischen den +45° verlaufenden Fäden einer Lage mit den +45° Fäden der Nachbarlage und umgekehrt (siehe Kapitel 7.3 Abb. 60). Die sich berührenden Faserbündel verlaufen damit parallel zueinander und bei der Scherung der Probe im PFT kommt es theoretisch zu keiner Relativbewegung und damit auch zu keinem zusätzlichen interlaminaren Scherkraftanteil. Mit Ausnahme von SK17 liegen die gemessenen Scherkurven unter dem Niveau der gleichsinnig geschichteten Proben.

In Abbildung 98 wird die SK12 Simulationskurve mit 2 Lagen Gewebe, wechselsinnig geschichtet, bei 20° C und einem Normaldruck von 30 kPa gezeigt. Das Haftmaximum liegt in der Simulation etwas früher und um ca. 17 % niedriger. Die Steigung beim Abstieg zum Plateau verläuft annähernd parallel. Im Bereich des Plateaus decken sich die beiden Kurven nahezu. Der Übergang in den Scherversteifungsbereich liegt bei der Messung um ca. 3° früher.

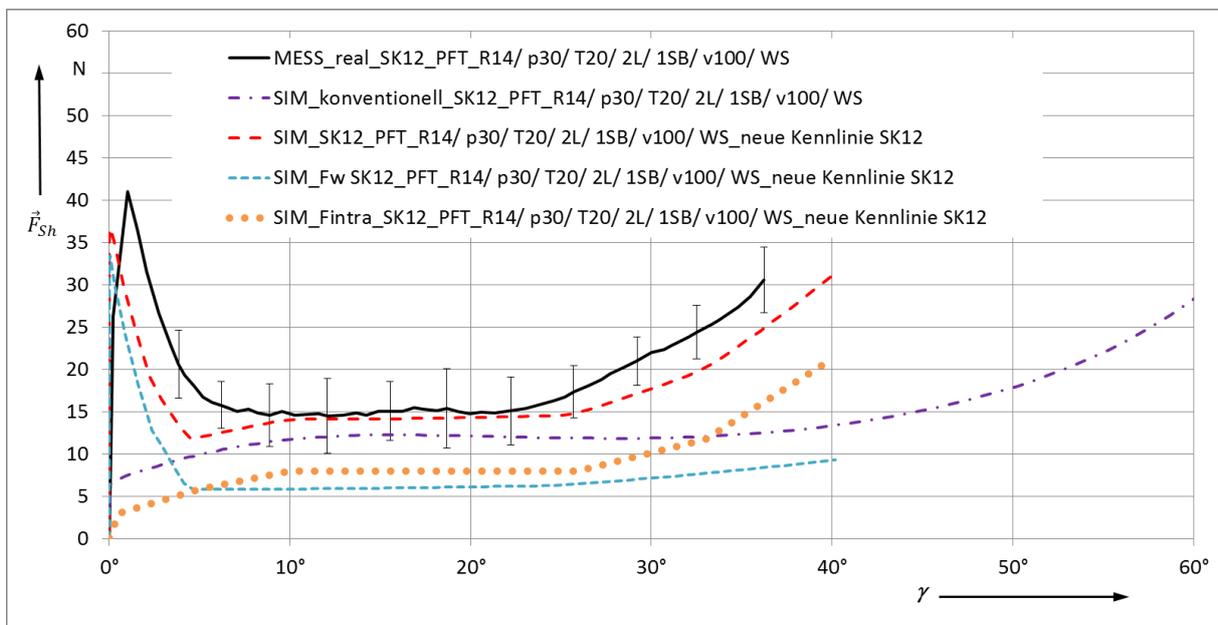


Abb. 98: SK12 Scherkräfteverlauf; 2 Lagen;  $p_N = 30$  kPa; 20 °C; wechselseitig geschichtet; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

In Abbildung 99 wird die SK13 Simulationskurve gezeigt. Mit der Messung stimmt die Simulation nur im Haftmaximum und am Ende der Messung überein. Dazwischen verläuft die Messkurve deutlich höher und mit einer auffällig abweichenden Charakteristik.

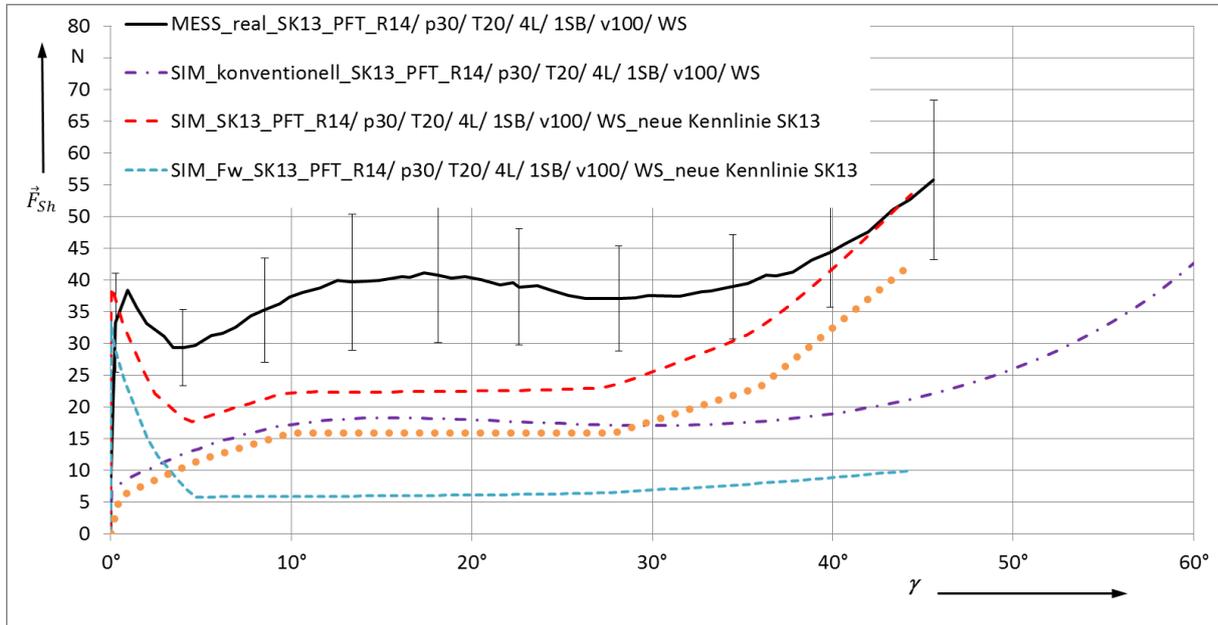


Abb. 99: SK13 Scherkraftverlauf; 4 Lagen;  $p_N = 30 \text{ kPa}$ ;  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ ; wechselseitig geschichtet; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

Die in Abbildung 100 dargestellte SK16 Simulationskurve verhält sich im Vergleich zur Messkurve ähnlich wie die ebenfalls zweilagig wechselsinnig geschichtete Probe bei Raumtemperatur (SK12). Das Niveau ist entsprechend der höheren Reibung bei  $140 \text{ }^\circ\text{C}$  höher und der Grenzwinkel des Übergangs in den Scherversteifungsbereich liegt um ca.  $5^\circ$  früher.

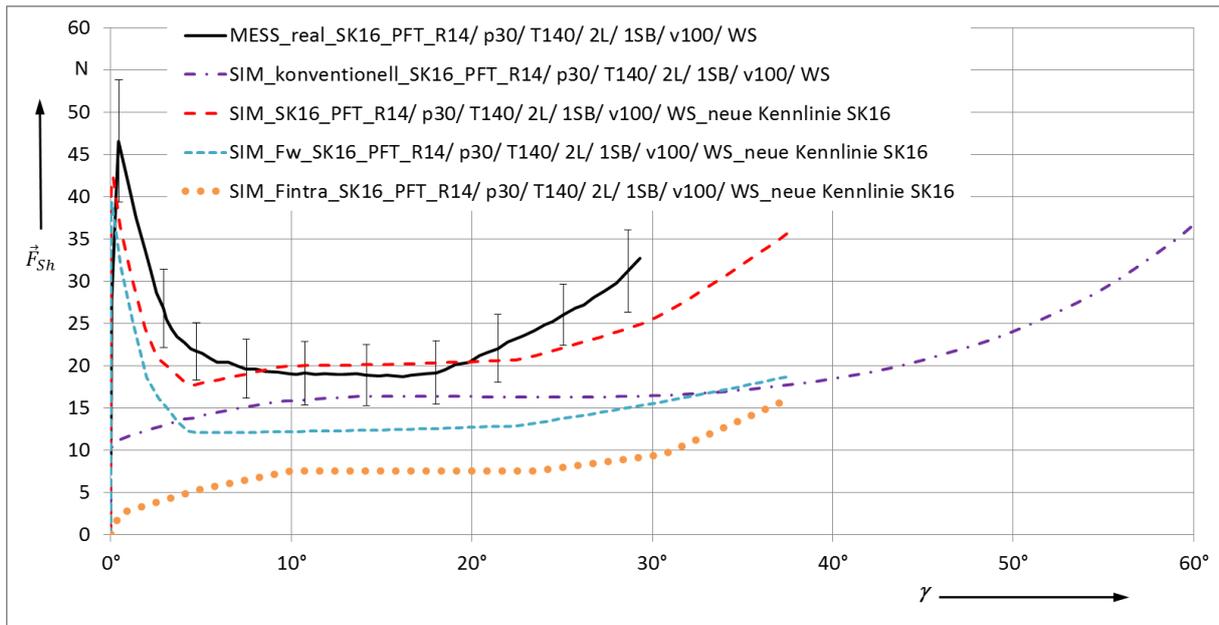


Abb.100: SK16 Scherkraftverlauf; 2 Lagen;  $p_N = 30$  kPa;  $140$  °C; wechselseitig geschichtet; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

Die Abbildung 101 zeigt die SK17 Simulationskurve. Die Messkurve liegt in ihrem gesamten Verlauf um ca. 20 % über der Simulationskurve. Die SK17 Messkurve ist bereits in Kapitel 7.5.2 aufgrund ihres nicht nachvollziehbaren Verlaufs auffällig geworden.

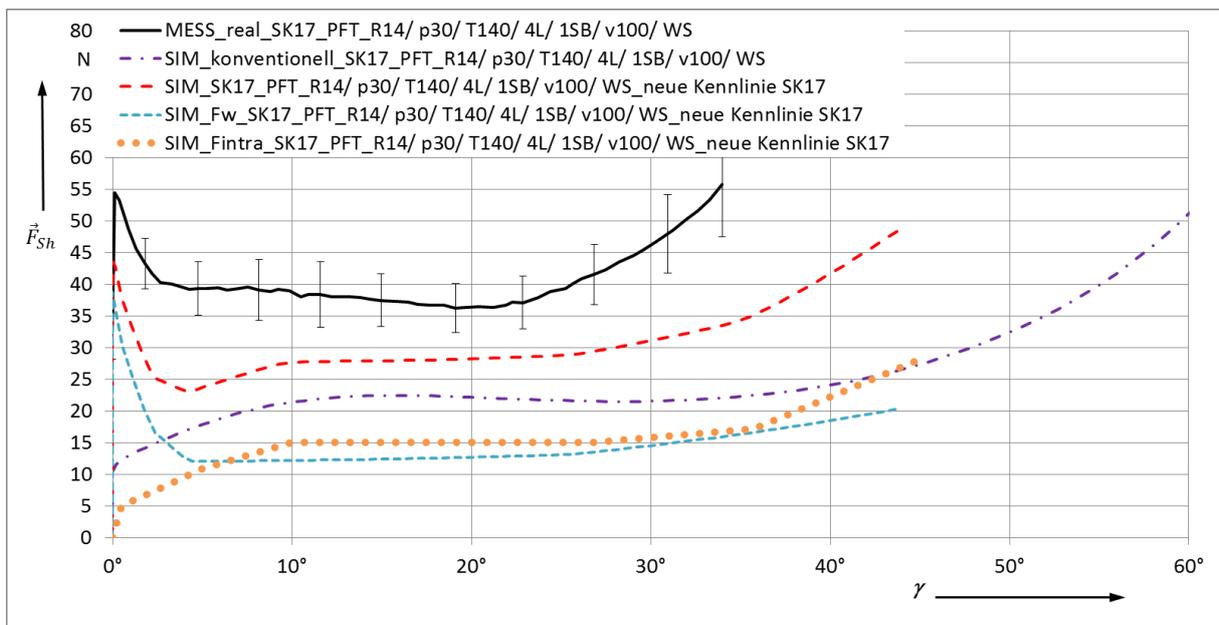


Abb.101: SK17 Scherkraftverlauf; 4 Lagen;  $p_N = 30$  kPa;  $140$  °C; wechselseitig geschichtet; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie  $\vec{F}_{Sh0}$  ohne Normaldruck

## 8.4. Diskussion

Zur besseren Übersichtlichkeit werden die wesentlichen Ergebnisse aus Kapitel 8.3 in Tabelle 10 zusammengefasst und eine kurze Beschreibung der beobachteten Charakteristik aufgelistet.

Tabelle 10: Zusammenfassung der wesentlichen Ergebnisse der Validierung

Lft. Nr.	Bezeichnung	Kurzbeschreibung der Charakteristik
<b>Variation Normalkraft und Temperatur mit einseitigem Binderauftrag</b>		
2	SIM-SK2-PFT R14/ p10/ T20/ 1L/ 1SB/ v100	0° bis 40° gute Übereinstimmung. Danach steigt Messkurve wesentlich steiler an. Von 10° bis 28° zeigt sich ein Einfluss der Normalkraft auf die Scherkennlinie; Danach starke Abweichung und wesentlicher Unterschied im max. Scherwinkel der erreicht wird.
3	SIM-SK3-PFT R14/ p30/ T20/ 1L/ 1SB/ v100	Sehr gute Übereinstimmung zwischen SIM- und Messkurve über den gesamten Verlauf. Deutlicher Einfluss der Normalkraft auf den Scherwiderstand ab 20°.
4	SIM-SK4-PFT R14/ p60/ T20/ 1L/ 1SB/ v100	Starke Abweichung zwischen SIM- und Messkurve über den gesamten Verlauf. Messkurve erstreckt bis zu einem ungewöhnlich hohen Scherwinkel. Der Übergang zwischen Anfangsbereich und Plateau verläuft bei der Messung langgestreckt.
5	SIM-SK5-PFT R14/ p10/ T140/ 1L/ 1SB/ v100	Anfangsbereich inkl. Unterschwinger wird gut abgebildet. Danach steigt die Messkurve ab ca. 8° ungewöhnlich stark an (Vermutung auf Zylinderhysterese). Zu Beginn des Scherversteifungsbereichs kreuzen sich die Kurven. Danach steigt SIM-Kurve stärker an. Bis zu Beginn der Scherversteifung keine nennenswerte Erhöhung der Scherversteifung durch den Normaldruck. Danach signifikanter Unterschied.
6	SIM-SK6-PFT R14/ p30/ T140/ 1L/ 1SB/ v100	Gute Übereinstimmung über den gesamten Bereich. Messkurve steigt etwas früher und mit größerer Steigung im Bereich der Scherversteifung. Die SIM- und Messkurven liegen über den gesamten bei auf einem signifikant höheren Bereich im Vergleich zur Kurve ohne Normalkraft.
7	SIM-SK7-PFT R14/ p60/ T140/ 1L/ 1SB/ v100	Gute Übereinstimmung im Anfangs- und Scherversteifungsbereich. Ähnlich zur SK4 Kurve mit 60 kPa verläuft die Messkurve im Übergang von Anfangsbereich zum Plateau langgestreckt und in einem sanften Bogen und weicht damit stark vom Verlauf der SIM- Scherkurve ab. SIM- und Messkurve liegen signifikant über den Scherkennlinie ohne Normalkraft.
<b>Mehrlagige Probe PFT mit einseitigem Binderauftrag</b>		
10	SIM-SK10-PFT R14/ p30/ T20/ 2L- GS/ 1SB/ v100	SIM- und Messkurve stimmen über den gesamten Verlauf gut überein. Im Plateau liegt die Scherkraft unter Berücksichtigung mehr als 50% über der Kennlinie ohne Normaldruck.
11	SIM-SK11-PFT R14/ p30/ T20/ 4L- GS/ 1SB/ v100	Die SIM-Kurve stimmt nur im Anfangsmaximum und am Ende des Scherversteifungsbereichs miteinander überein. Dazwischen liegt die Messkurve auf einem deutlich höheren Niveau. Im Plateaubereich weist die Messkurve eine buckelförmige Überhöhung auf, die auf einen Anstieg der Normalkraft aufgrund Zylinderhysterese hinweist.

12	SIM-SK12-PFT R14/ p30/ T20/ 2L- WS/ 1SB/ v100	SIM- und Messkurve stimmen über den gesamten Verlauf gut überein. Lediglich ab der Mitte des Scherversteifungsbereichs steigt die SIM-Kurve über die Messkurve. Signifikanter Unterschied in dem Niveau der Scherkräfte mit Normalkraft.
13	SIM-SK13-PFT R14/ p30/ T20/ 4L- WS/ 1SB/ v100	SIM- und Messkurve stimmen über den gesamten Verlauf gut überein. Sehr großer Unterschied im Kraftniveau zwischen der Kennlinie mit und ohne Berücksichtigung der Normalkraft.
14	SIM-SK14-PFT R14/ p30/ T140/ 2L-GS/ 1SB/ v100	Die SIM- und Messkurvenverläufe weisen die gleiche Charakteristik und das gleiche Kraftniveau auf. Die Messkurve erreicht jedoch das Anfangsmaximum zu einem späteren Scherwinkel und erreicht das Ende des Scherversteifungsbereichs ca. 4° früher.
15	SIM-SK15-PFT R14/ p30/ T20/ 4L- GS/ 1SB/ v100	Anfang und Ende der SIM- und stimmen überein. Dazwischen verläuft die Messkurve buckelförmig auf einem deutlich höheren Niveau. Die Ursache liegt vermutlich in einem ungewollten Normalkraftanstieg aufgrund der Zylinderhysterese.
16	SIM-SK16-PFT R14/ p30/ T140/ 2L-WS/ 1SB/ v100	Ähnliche Charakteristik wie bei SK14. Die SIM- und Messkurvenverläufe weisen die gleiche Charakteristik und das gleiche Kraftniveau auf. Die Messkurve erreicht jedoch das Anfangsmaximum zu einem späteren Scherwinkel und erreicht das Ende des Scherversteifungsbereichs ca. 8° früher.
17	SIM-SK17-PFT R14/ p30/ T140/ 4L-WS/ 1SB/ v100	Signifikante Abweichung zwischen SIM- und Messkurve. Messkurve fällt nach dem Anfangsmaximum flacher ab und weist auf im Plateau noch einen flachen Abfall auf. Die Steigungen im Scherversteifungsbereich decken sich. Das Ende liegt bei der Messkurve um ca. 10° früher.

#### 8.4.1. Untersuchung der Zugkraftverteilung über die Probenlänge

Aufgrund der in den Probenbereich ragenden Gelenkpunkte wird in der Regel der PFT mit Proben durchgeführt, deren Kantenlängen kleiner sind als die Schenkellänge des PF. Die Umrechnung von der gemessenen Zugkraft  $\vec{F}_Z$  beim PFT in die Scherkraft  $\vec{F}_{Sh,GW}$  der Probe erfolgt mit der Gleichung (8) in Kapitel 3.3.1. Diese Umrechnung basiert auf der Annahme, dass die Scherkräfte direkt entlang der Außenkante der Probe eingeleitet werden. Dieser Ansatz ist für ein Kontinuum in erster Näherung korrekt. Die entlang der Außenkante eingebrachten Scherkräfte führen zu einer konstanten Scherspannung über den Querschnitt der Probe. Bei einem Gewebe werden die Scherkräfte fast ausschließlich über Zugspannungen in Faserrichtung übertragen (siehe Kapitel 5.4.1). Aufgrund der ondulationsbedingten Elastizität der Faserbündel, im Modell über eine Federsteifigkeit der Stabelemente abgebildet, kommt es zu einer über mehrere Faserbündel (Stabelemente) verteilte Scherkraftübertragung (siehe Abb. 85 und 86 in Kapitel 8.3.1). Entsprechend der Verteilung der Kräfte über die einzelnen Faserbündel stellt sich ein Kraftschwerpunkt der resultierenden

Scherkraft ein, dessen Lage sich über den Verlauf der Scherung ändern kann. In Abbildung 102 sind drei verschiedene Szenarien der Scherkraftverteilung aufgezeigt.

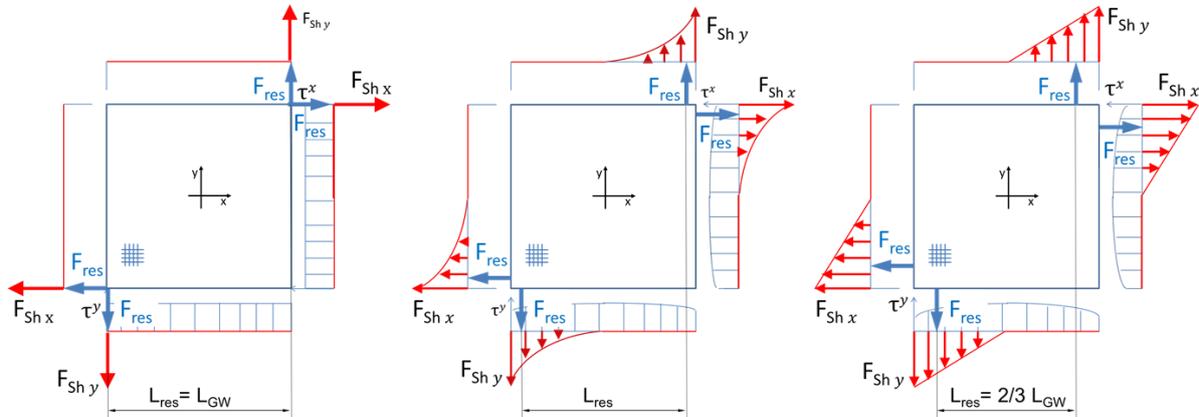


Abb.102: Scherkräfteinleitung in die Probe die in Anhängigkeit der Eigensteifigkeit der Probe und der Faserbündel; links: gesamte Scherkraft wird an der Kante eingeleitet; Mitte: progressiver Abfall der Scherkräfte; rechts: linearer Abfall der Scherkräfte

Die Position des Kraftschwerpunktes  $\vec{F}_{res}$  bestimmt den wirksamen Hebelarm zum Gelenkpunkt des Scherrahmens und nicht die Probengröße. Die Hebellänge  $L_{res}$  des resultierenden Kräftepaars  $\vec{F}_{res}$  entsprechend Abbildung 102 muss daher in Gleichung (8) zur Umrechnung von  $\vec{F}_Z$  auf  $\vec{F}_{Sh,GW}$  bzw. NSF verwendet werden. Aus den Gleichungen (8) und (9) werden damit Gleichungen (49) und (50):

$$\vec{F}_{Sh,GW} = \frac{\vec{F}_Z}{2 \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \cdot \frac{L_{PF}}{L_{res}} \quad (49)$$

$$NSF(\gamma) = \frac{\vec{F}_Z}{2 \cdot \cos\left(\frac{90^\circ - \gamma}{2}\right)} \cdot \frac{L_{PF}}{L_{res} \cdot L_{GW}} \quad (50)$$

Um dies berücksichtigen zu können, müssten die Zugkräfte in den einzelnen Faserbündeln mit Hilfe von Kraftaufnehmern gemessen werden. Dies wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt.

Die Simulationsergebnisse der Kräfteverteilung über die einzelnen Faserbündel in den Abbildungen 85 und 86 zeigen jedoch eindeutig, dass der Kraftschwerpunkt über den Scherwinkel nicht konstant ist. Zu Beginn der Scherung übernimmt das Stabelement 1 nahezu alleine die gesamte Einleitung der Scherkraft in die Probe. Der Verlauf der resultierenden Hebellänge  $L_{res}$  in Prozent von der Kantenlänge der Probe  $L_{GW}$  ist in der

Abbildung 103 für beiden Probengrößen dargestellt. Der Wert wird hier als Korrekturfaktor  $k_{\text{Hebel}}$  bezeichnet.

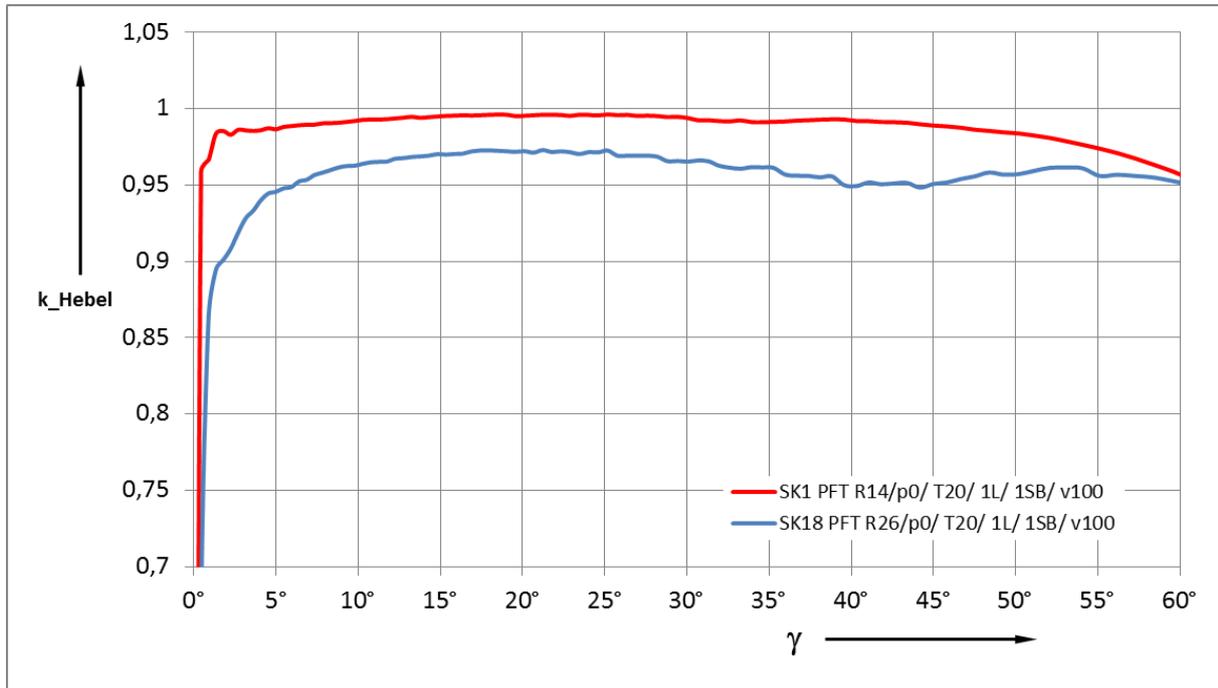


Abb.103: Korrekturfaktor  $k_{\text{Hebel}}$  zur Berücksichtigung der effektiven Hebellänge  $L_{\text{res}}$  des Kraftschwerpunktes im Verhältnis zur Kantenlänge der Probe  $L_{\text{GW}}$

Für die SK18 Probe zeigt sich ein sanfter Anstieg zu Beginn der Bewegung. Bei der kleineren Probe SK1 dagegen ist ein steilerer Anstieg zu verzeichnen, der in der geringeren Dehnung der Stabelemente aufgrund des geringeren Niveaus der Zugkräfte begründet liegt. Über den gesamten Verlauf liegt die SK18 Linie unterhalb der SK1 Linie. Der Kraftschwerpunkt liegt damit bei der kleineren Probe dicht an der Probekante. Bei der größeren Probe wird der Kraftschwerpunkt stärker zur Mitte verschoben. Ein kleinerer Hebelarm bedeutet, dass die Scherkräfte in der Probe höher sind als die über Gleichung (8) ermittelten Werte. Bei der Umrechnung von  $\vec{F}_Z$  auf  $\vec{F}_{Sh,GW}$  muss daher entsprechend der Gleichung (49) die Kantenlänge  $L_{\text{GW}}$  der Probe mit dem prozentualen Umrechnungsfaktor  $k_{\text{Hebel}}$  entsprechend Gleichung (51) multipliziert werden.

$$L_{\text{res}} = L_{\text{GW}} \cdot k_{\text{Hebel}} \quad (51)$$

Die Bestimmung des Korrekturfaktors kann entweder durch die Messung der Zugspannungen der einzelnen Faserbündel im PFT ermittelt werden [9, 29] oder mittels einer Simulation ein rechnerischer Abgleich erfolgen.

## 8.4.2. Verifizierung der Scherkraft-Messreihen unter Normaldruck

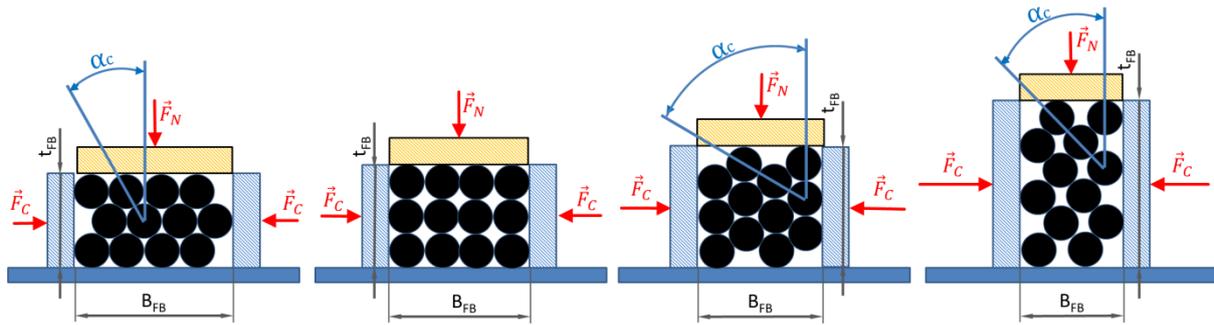
Der in Kapitel 7.5.3 aufgestellte und in Kapitel 8.2.4 ergänzte mathematische Ansatz zur Bestimmung der einzelnen Reibanteile  $\vec{F}_W$ ,  $\vec{F}_{Intra}$  und  $\vec{F}_{Inter}$  wird verwendet um daraus die abstrahierten Kennlinien für die Simulation der einzelnen Varianten zu ermitteln. Die Ergebnisse in Kapitel 8.3 zeigen eine überwiegend gute Übereinstimmung der damit durchgeführten Simulationen mit den zugeordneten Messergebnissen. Im Folgenden wird auf die einzelnen Bereiche eingegangen, die auffällige Abweichungen zwischen dem Simulationsergebnis und dem Messergebnis aufweisen.

### 8.4.2.1. Variationen der Normalkraft und Temperatur

Die Simulationsergebnisse weisen im Plateaubereich mit Ausnahme von SK4 ( $p_N = 60$  kPa,  $20$  °C) und SK5 ( $p_N = 10$  kPa,  $140$  °C) eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen auf. Die Nichtlinearität bei Veränderung des Normaldrucks ist durch die druckabhängige Änderung der Reibungskoeffizienten begründet. Bei den Messungen bei  $10$  kPa bilden sich bei beiden Temperaturen, im Übergangsbereich zwischen Anfang und Plateau, kurzzeitige Unterschwinger aus. Dieses Verhalten ist dadurch begründet, dass die intralaminare Schersteifigkeit noch ansteigt, während die Reibung zu den Druckplatten das Plateau bereits erreicht hat. Mit zunehmendem Druck verläuft der Übergang zwischen Anfangsmaximum und Plateau flacher und erreicht seinen Tiefpunkt später. Dieses Verhalten deckt sich mit dem gemessenen Verhalten der Reibwertuntersuchung unter Variation der Normalkraft. Die Ursache für dieses Phänomen der druckunabhängigen Steigung ist jedoch unklar.

Das SK4 Messergebnis bei  $60$  kPa Normaldruck weicht stark in der Position des Grenz- und Endwinkels von der Simulation ab. Das Kraftniveau an den beiden Eckpunkten stimmt jedoch relativ gut überein. Im Vergleich zu anderen Messreihen ist das Ergebnis nicht plausibel. Die Gründe für die offensichtliche Abweichung der gemessenen Schwerwinkel sind unklar.

Im Scherversteifungsbereich steigt die intralaminare Scherkraft stark an. Die Abhängigkeit vom Normaldruck ist deutlich geringer. In diesem Bereich sind die Faserbündel nach [14, 23] auf maximaler Packungsdichte und schieben sich entsprechend Abbildung 104 einander auf. Über den Kontaktwinkel zwischen den einzelnen Filamenten kommt es zu einer Verstärkung der hierfür benötigten Querkraft. Mit zunehmender Querkompression nimmt die Höhe der Faserbündel zu (Scheraufdickung) und die Breite ab. Dieser Vorgang ist in Abbildung 104 dargestellt. Die Normalkraft konzentriert sich damit auf eine kleinere Fläche und der Normaldruck steigt. Dies führt zu höheren Hertz'schen Pressungen an den sich berührenden Filamenten.



a.) Kontaktwinkel  $\alpha_c=30^\circ$    b.)  $\alpha_c=0^\circ$    c.)  $\alpha_c=60^\circ$    d.)  $\alpha_c=60^\circ$  to  $30^\circ$

Abb.104: Faserbündel unter Normalkraft  $\vec{F}_N$  erhöht den Kraftaufwand ( $\vec{F}_C$ ) zur Querkompression

Die zunehmende Höhe der Faserbündel bewirkt des Weiteren eine Vergrößerung im Querschnitt der Faserbündel quer zu Faserrichtung. Die beiden Faktoren zusammen führen zu einem progressiven Anstieg des Scherwiderstandes im Scherversteifungsbereich. In Gleichung (42) ist dies mit dem Quadrat des Quotienten  $\left[\frac{\cos(\gamma_3)}{\cos(\gamma_4)}\right]^2$  berücksichtigt. Dies begründet aber noch nicht die geringe Abhängigkeit vom Normaldruck. Es wird vermutet, dass im Scherversteifungsbereich die Reibung zwischen den einzelnen Filamenten eine wesentliche Rolle spielt. Auf der Filamentebene besitzt die Schlichte ggf. eine überwiegend viskose Reibung, die aufgrund der Kapillarwirkung nur eine geringe Abhängigkeit vom Normaldruck besitzt.

Die SK5 Simulationskurve bei 140 °C deckt sich im Anfangsbereich bis 8° Scherwinkel gut mit dem gemessenen Verhalten. Hier kommt es jedoch im Plateaubereich zu einer deutlichen Abweichung zu der Messkurve. Die Messkurve steigt weit über das Simulationsniveau hinaus. Es wird vermutet, dass bedingt durch den geringen Normaldruck und ggf. ein Aufstauen von hochviskosem Binder, die Dicke der Probe in diesem Bereich zunimmt und zu einer Richtungsumkehr des Pneumatikzylinders führt. Bedingt durch die Hysterese der Kolbenreibung steigt dabei die Normalkraft an.

Die SK7- Simulationskurve weist eine gute Übereinstimmung mit der Messkurve auf. Lediglich das oben bereits beschriebene Phänomen beim Übergang vom Haftmaximum in das Plateau stellt eine signifikante Abweichung dar.

#### **8.4.2.2. Variation der Anzahl an gestapelten Gewebelagen**

Bei den mehrlagigen Gewebeproben kommen nun die interlaminaren Scherwiderstände mit hinzu. Die Reibung zu den Druckplatten bleibt unverändert wie bei den einlagigen Proben. Mit der Anzahl der Einzellagen wird nun jedoch der Anteil des intralaminaren Scherwiderstandes multipliziert, wodurch Abweichungen bei der Messung, z.B. durch Streuung im Reibungskoeffizienten zu den Druckplatten einen geringeren Einfluss auf die ermittelte Scherkennlinie haben.

Die SK10 Simulationskurve mit zweilagigem gleichsinnig geschichtetem Gewebe bei Raumtemperatur und 30 kPa Normaldruck zeigt eine gute Übereinstimmung mit der Messung. Dagegen weist die Messung SK11 mit der vierlagigen Probe bei sonst gleichen Parametern eine signifikante Abweichung auf. Am Anfang und Ende stimmen die Werte überein. Dazwischen liegt die Messkurve um ca. 17 % über dem Simulationsergebnis. Die Abweichung der Messkurve könnte bei der mehrlagigen Probe, durch eine frühzeitige Richtungsumkehr des Pneumatikzylinders herrühren. Durch den vierlagigen Aufbau, kommt eine ca. vierfach höhere Scheraufdickung zustande. Im Anfangsbereich ist noch keine Scheraufdickung vorhanden und am Ende der Messung ist über Gleichung (42) in Kapitel 8.2.4 die Scherversteifung sowie der Kraftanstieg durch die Richtungsumkehr im rechnerischen Ansatz bereits berücksichtigt. Dies erklärt, weshalb am Anfang und Ende der Kurven die Ergebnisse übereinstimmen.

#### **8.4.2.3. Variationen der Schichtungsart**

Bei wechselsinniger Schichtung von mehrlagigen Proben, bilden sich Kontaktstellen zwischen Kett- zu Kettfäden und Schuss- zu Schussfäden benachbarter Lagen. An den Kontaktstellen verlaufen die Filamente parallel zueinander und drehen bei der Scherung der Probe in die gleiche Richtung. Theoretisch treten somit keine Relativbewegung zueinander auf und damit sollten auch keine interlaminaren Scherwiderstände wirken. In der Simulation sind entsprechend die interlaminaren Scherwiderstände auf null gesetzt.

Die SK12 Simulationskurve in Abbildung 98 mit zweilagigem Aufbau und gleichsinniger Schichtung bei Raumtemperatur weist eine gute Übereinstimmung mit dem Messergebnis auf. Im Vergleich zu der entsprechenden SK10 mit gleichsinniger Schichtung zeigt sich ein plausibles Verhalten. Dagegen ist das SK13 Messergebnis mit vierlagigem Aufbau und wechselsinniger Schichtung stark abweichend vom Simulationsergebnis. Ähnlich wie bei der vierlagigen, gleichsinnig geschichteten SK11 Kurve, stimmen Anfang und Ende zwischen Simulation und Messung überein. Dazwischen weist die Messung eine auffällig hohe Abweichung mit einem buckelförmigen Verlauf auf, der um den Faktor 1,8 über der Simulationskurve liegt. Dies ist mit der Kolbenreibung des Zylinders alleine nicht zu erklären.

Beim direkten Vergleich zur SK11 Messung, wird ersichtlich, dass die SK13 Messkurve in allen Bereichen immer noch unterhalb der SK11 Kurve liegt. Das auffällige Verhalten könnte daher zwei Ursachen haben. Ersten könnte es zu Verschiebungen innerhalb der Probe gekommen sein, die teilweise zu gleichsinnigen interlaminaren Berührungspunkten geführt haben. Zweitens ist es möglich, dass die parallel zueinander liegenden Faserbündel der interlaminaren Schicht, mit der Reduzierung der Breite der Faserbündel durch die Scherbewegung, erhebliche Widerstandskräfte aufbauen, die durch das Zusammenschieben ineinander eingegrabener Filamente entstehen. Bei der Messung SK12 liegt nur eine interlaminare Zwischenschicht vor, wogegen SK13 drei Zwischenschichten besitzt.

Auch die beiden Simulationsrechnungen bei 140 °C mit zwei- bzw. vierlagigem wechselsinnigen Aufbau SK16 und SK17 zeigen ein vergleichbares Bild. Die SK16 Simulationskurve mit zwei Lagen Gewebe und einer interlaminaren Schicht, weist in den Scherkraftniveaus eine gute Übereinstimmung mit der Messkurve auf. Lediglich der Grenzwinkel und der Scherwinkel zum Ende der Kurven liegen bei der Messung um ca. 7° bzw. 9° niedriger. Die SK17 Messkurve liegt im Plateaubereich zwischen 38 bis 46 % höher. Die möglichen Ursachen entsprechen den bereits oben formulieren Vermutungen.

## **8.5. Schlussfolgerung**

Durch sorgfältige Analyse der Messergebnisse und Aufteilung der Scherkurve in drei charakteristische Bereiche, Anfangshaft-, Plateau- und Scherversteifungsbereich, gelingt es einen Rechenansatz zur abstrakten Beschreibung der Scherkurven zu formulieren. Dieser Ansatz basiert auf physikalischen Kenngrößen wie Reibungskoeffizienten, Normaldruck, Übersetzungsverhältnisse (Proportionalitätskonstanten) und Winkelfunktionen. Die Bestimmung der Grenz- und Endwinkel des Scherversteifungsbereichs erfolgt über Regressionsanalysen der Messergebnisse und bilden Funktionen in Abhängigkeit der Scherkraft. Mit dem entwickelten Rechenansatz werden abstrahierte Scherkennlinien für die verschiedenen Parametervarianten erstellt, die in die Simulationen als Schubmodul-Kurven eingebunden werden. Das Reibverhalten zwischen der Probe zu den Druckplatten wird separat über eine Wertetabelle abgebildet.

Die Ergebnisse der Simulationen weisen überwiegend eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen auf. Im Bereich der Anfangshaftreibung und im Plateau ist die Scherkraft eine Funktion der Normalkraft und der Reibungskoeffizienten. Aufgrund der Veränderung der Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit von Normaldruck und Reibgeschwindigkeit steigt die Scherkraft nicht linear zum Anstieg der Normalkraft. Im Bereich der Scherversteifung sind die Mechanismen komplexer und stark geprägt durch die Querkompression der Faserbündel.

Die Reduzierung der Faserbündelbreite führt zu einem Anstieg des Normaldrucks bei gleichbleibender Normalkraft. Die Zunahme der Dicke und damit des Querschnitts quer zu Faser bewirkt einen weiteren Anstieg der Kräfte zur Querkompression. Die Scherkraft steigt daher in diesem Bereich exponentiell an. Die geringe Abhängigkeit vom Normaldruck in diesem Bereich weist darauf hin, dass die Filamente der Faserbündel zueinander einen hohen Anteil viskoser Reibung durch die vorhandene Schlichte aufweisen.

Bei den Messungen mit mehrlagigem Gewebeaufbau, wird der Anteil der Wandreibung zu den Druckplatten prozentual geringer. Die intra- und interlaminaren Scherkraftanteile multiplizieren sich. Damit kann eine zuverlässigere Bestimmung der zusätzlichen Scherversteifung durch die Normalkraft ermittelt werden.

Mit dem Vergleich zwischen den Ergebnissen der Simulation und den Messergebnissen sind auch die Schwachstellen des Versuchsaufbaus offensichtlich geworden. So tritt speziell im Scherversteifungsbereich eine starke Dickenzunahme der Proben durch die Scherung ein. Diese führt zu einer Richtungsumkehr des Pneumatikzylinders die zu einer signifikanten Zunahme der Normalkraft führt. Speziell bei den Messungen mit 10 kPa Normaldruck macht sich dies deutlich bemerkbar.

Bei der Berechnung der Scherkennlinien aus den Messergebnissen des PFT ist ein besonderes Augenmerk auf die Zugkraftverteilung über die Faserbündel zu legen. Es konnte gezeigt werden, dass sich aufgrund der ondulationsbedingten Dehnung der Faserbündel eine Verschiebung des Kraftschwerpunktes zu kürzeren Hebelverhältnissen führt. Die Umrechnung der gemessenen Zugkraft in die Scherkraft ohne Berücksichtigung dieses Effektes führt zu geringeren Scherkräften als diese tatsächlich vorhanden sind. Dieser Effekt führt bei Messungen unterschiedlicher Probengrößen, zu einem scheinbar höheren Scherwiderstand der kleineren Proben.

## 9. ZUSAMMENFASSUNG

In der Prozesskette zur Herstellung von carbonfaserverstärkten Kunststoffen (CFK) erfolgt die Formgebung der Zuschnitte über einen vorgelagerten Drapierprozess. Um eine zweifach gekrümmte Form faltenfrei herstellen zu können, ist eine Scherdeformation des Gewebes erforderlich. Das Gewebe setzt der Scherdeformation einen Widerstand entgegen. Abhängig von der Höhe der Scherkräfte und der Biegesteifigkeit in Gewebeebene kann es zu Faltbildung kommen. Im Rahmen der Produktgestaltung muss u.a. die Herstellbarkeit der gewünschten Form ermittelt werden. Dies kann über eine Drapiersimulation erfolgen. Für die realistische Abbildung des Formgebungsverhaltens müssen die Materialkennwerte vorliegen. Die Kennlinie der Scherkraft über den Scherwinkel kann über etablierte Prüfmethode ermittelt werden. Die Gängigsten sind der Picture Frame Test (PFT) und Bias Extension Test (UBE).

Bei den meisten Drapiermethoden erfolgt die Formgebung über Umformkräfte, die direkt oder indirekt zu Normalkräften senkrecht zur Ebene des Gewebes führen. Diese Normalkräfte verursachen eine signifikante Erhöhung der Scherkräfte beim Drapiervorgang. Um den Einfluss der Normalkraft auf die Scherkennlinie ermitteln zu können, wird eine neue Prüfmethode auf Basis bewährter Scherprüfverfahren entwickelt. Unter dem wahlweisen Einsatz des PFT und UBE wird eine Prüfeinrichtung geschaffen, bei der über beidseitige Druckplatten mit integrierter Heizung ein Normaldruck beim Scherversuch aufgebaut werden kann.

Die Eignungsprüfung dieser Prüfeinrichtung hat ergeben, dass der UBE für die Messung unter Normaldruck ungeeignet ist. Zum einen neigt der UBE zum parallelen abgleiten benachbarter Faserbündel. Alle Faserbündel die einer Scherung unterworfen sind haben mindestens ein offenes Ende, das nicht eingespannt ist und am Rand der Probe mündet. Bei den höheren Zugkräften unter Normaldruck führt dies zu einer extremen Abweichung zwischen theoretischem und real vorhandenem Scherwinkel. Zum anderen unterliegen die drei charakteristischen Scherbereiche des UBE unterschiedlicher Scherung und damit unterschiedlicher Gewebedicken. Dies führt zu einer ungleichmäßigen Normaldruckverteilung, die schwer zu erfassen ist. Der Einsatz des PFT eignet sich dagegen gut. Auch hier kann es bei hohen Scherkräften zu einem Abgleiten von Faserbündeln kommen. Da alle Faserbündel beidseitig eingespannt sind führt dies jedoch nicht zur Desintegration der Probe. Die entstehende Abweichung zwischen theoretischem und realem Scherwinkel ist wesentlich geringer. Der hierdurch entstehende Fehler in der Umrechnung von der Zugkraft der Prüfmaschine in die Scherkraft an der Probe ist gering und wird zudem rechnerisch korrigiert.

Mit der entwickelten Prüfeinrichtung auf der Basis des PFT wird eine Vielzahl von verschiedenen Prozessparametern abgeprüft. Hierzu zählen die Normalkraft, Temperatur, Binderauftrag, Lagenanzahl und Art der Schichtung.

Der Scherwiderstand unter Normaldruck setzt sich aus mehreren Einzelbestandteilen zusammen. Diese haben überwiegend ihren Ursprung in der Reibung zwischen den jeweiligen Kontaktpartnern. Die Kräfte zur Biegung der Faserstränge sind dagegen vernachlässigbar klein und werden hier nicht berücksichtigt. Um die Reibanteile differenziert betrachten bzw. deren Einfluss auf den Scherwiderstand ermitteln zu können, ist die Kenntnis der Reibungskoeffizienten erforderlich. In umfangreichen Messungen wird das Reibverhalten von Carbonfasergewebe mit sowie ohne Binderauftrag bei verschiedenen Temperaturen, Normaldrücken und Relativgeschwindigkeiten gemessen. Es ist hierbei gelungen eine mathematische Funktion zur Berechnung der Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit von Druck, Geschwindigkeit und Temperatur für das untersuchte Gewebe aufzustellen. Mittels Mikrographieaufnahmen der Probenoberfläche vor und nach den Reibversuchen können wertvolle Rückschlüsse über das viskose Verhalten des Binders und der Druckflächen gezogen werden.

Die Ergebnisse der Scherprüfungen mit dem modifizierten PFT zeigen, dass die Normalkraft einen signifikanten Einfluss auf den Scherwiderstand und dessen Verlauf über den Scherwinkel besitzt. Im Scherversteifungsbereich ergibt sich bereits bei geringen Normaldrücken ein starker Anstieg der Scherkräfte. Anhand der gemessenen Reibungskoeffizienten und der Messergebnisse unter Variation der Parameter lassen sich die Einzelanteile des Scherwiderstandes ermitteln. Die so aufgestellte Gleichung deckt sich in den meisten Fällen sehr gut mit den Messergebnissen. Offensichtliche Fehler in den Messungen können darüber einfacher festgestellt und deren wahrscheinliche Ursachen aufgezeigt werden.

Die Verifizierung der Messergebnisse erfolgt über Simulationen der Schercharakterisierung, die mit der Software PAMFORM durchgeführt werden. Hierzu wird die Prüfeinrichtung auf Basis des PFT mit beidseitigen Druckplatten modelliert. Die Eingabegrößen sind neben den mechanischen Eigenschaften des verwendeten Gewebes, die Schubmodul- Kennlinie und die Reibungskoeffizienten von Gewebe an den Druckplatten bzw. Gewebe an Gewebe.

Zur Ermittlung der Schubmodul-Kennlinien für die Simulation werden diese in drei charakteristische Bereiche untergliedert. Den Anfangshaftbereich, Plateaubereich und Scherversteifungsbereich. Auf der Basis eines einheitlichen mathematischen Ansatzes, der auf nachvollziehbaren physikalischen Kennwerten wie Kräfte, Reibungskoeffizienten und geometrischen Beziehungen beruht, werden abstrahierte Scherkennlinien erstellt. Abhängig

von der Scherkraft variiert der Scherwinkel bei dem die Scherversteifung (Grenzwinkel) und der reale Scherwinkel zum Ende der Messung eintreten. Über Regressionsanalysen werden die Funktionen zur Bestimmung des Grenz- und Endwinkels ermittelt und damit die abstrahierten Kennlinien erstellt.

Die Ergebnisse der Simulation decken sich überwiegend gut mit den Messergebnissen. Signifikante Abweichungen sind meist auf die Schwankungsbreite innerhalb der Standardabweichung sowie ungewollter Veränderungen in der Normalkraft bei den Messungen zurückzuführen. Letzteres kommt daher, dass mit zunehmender Scherung die Probe dicker wird und es zu einer Richtungsumkehr des Pneumatikzylinders kommt. Bedingt durch die Kolbenreibung entsteht eine signifikante Hysterese speziell bei geringen Normalkräften.

Bei den einlagigen Proben ist der Anteil der Reibung zu den Druckplatten dominant. Aufgrund der Schwankungsbreite ist damit eine präzise Ermittlung der intralaminaren Scherkurve nur eingeschränkt möglich. Bei den mehrlagigen Proben bleibt die Reibung zu den Druckplatten unverändert und der intralaminare Widerstand multipliziert sich entsprechend der Anzahl Lagen. Der intralaminare Scherwiderstand kann dadurch präziser ermittelt werden. Mehrlagige Proben erlauben ferner die Bestimmung des interlaminaren Scherwiderstands. Bei gleichsinnigem Lagenaufbau ist der interlaminare Scherwiderstand in ähnlicher Weise und Größenordnung vorhanden wie der Intralaminare. Bei der wechselsinnigen Schicht sollte es theoretisch zu keiner Relativbewegung zwischen den sich berührenden Faserbündeln kommen. Die Untersuchung zeigt jedoch, dass ein reduzierter interlaminarer Scherwiderstand dennoch vorhanden ist. Unklar ist jedoch, wodurch dieser entsteht.

Der Einfluss der Temperatur auf den Scherwiderstand beim Drapieren eines Gewebes mit Binderauftrag ist sehr ausgeprägt. Bei Raumtemperatur ist der Reibungskoeffizient der mit Binder beaufschlagten Seite des Gewebes an den Druckplatten sehr gering. Die Berührung findet hauptsächlich zwischen den erhabenen Binderpartikeln und der Druckplatte statt. Dementsprechend ist die Reibung richtungsunabhängig. Bei Temperaturen über der Schmelztemperatur des Binders ändert sich das Verhalten. Die Reibungskoeffizienten steigen um ein Vielfaches und sind geprägt von einem strukturviskosen Verhalten. Die Reibungskoeffizienten steigen mit zunehmender Relativgeschwindigkeit und sinken bei zunehmender Druckbelastung. Die unbedinderte Seite des Gewebes weist ebenfalls eine viskose Reibcharakteristik aufgrund der Faserschichte auf. Allerdings mit wesentlich geringeren Reibungskoeffizienten. In Summe ergeben sich durch die unterschiedlichen Abhängigkeiten der Reibungskoeffizienten und deren Kombinationen an den verschiedenen Stellen im Gewebe und angrenzenden Flächen sehr komplexe Zusammenhänge.

## 10. AUSBLICK

Die Ergebnisse der Arbeit zeigen den signifikanten Einfluss der Normalkraft und Temperatur auf das Scherverhalten von Carbonfasergewebe auf. Bei der Formgebung von Gewebe im Drapierprozess entstehen in der Regel erhebliche Normalkräfte. Nach dem aktuellen Stand der Wissenschaft wird der Einfluss von Normalkräften auf das Scherverhalten bei Drapiersimulationen bisher nicht berücksichtigt. Mit dieser Arbeit ist der erste Schritt zur Entwicklung eines erweiterten Picture Frame Tests mit Normalkraftbeaufschlagung erfolgt und die Entstehung der zusätzlichen Scherkräfte durch Normalkräfte nachgewiesen. Bei der Anwendung der entwickelten Prüfeinrichtung mit dem PFT werden zugleich auch Schwachstellen sichtbar, die zu einer Beeinträchtigung der Messgenauigkeit führen. Dies ist zum einen die hohe Reibung zwischen dem Gewebe und den Druckplatten und zum anderen die Hysterese des Pneumatikzylinders zur Erzeugung der Normalkraft, die bei der scherbedingten Aufdickung des Gewebes zu einem ungewollten Anstieg der Normalkraft führt. In weiteren Arbeiten sollten diese Schwachstellen behoben werden, um die Anwendung der Prüfmethode praktikabler zu gestalten. Der Anteil der Oberflächenreibung zwischen der Gewebeprobe und den Druckplatten nimmt einen zu großen Anteil ein. Abweichungen im Reibungskoeffizienten führen somit unmittelbar zu starken Abweichungen in den Scherkennwerten unter Normalkraft. Diese Schwachstelle kann u.a. dadurch reduziert werden, indem die Druckplatten mit einer Anti-Haftbeschichtung versehen werden. Der Reibungskoeffizient zu den Druckplatten bzw. zu den Umformwerkzeugen stellen in jedem Fall eigenständige Kennwerte dar, die in der Drapiersimulation unabhängig von den Scherkennwerten hinterlegt werden.

Des Weiteren muss sichergestellt werden, dass bei der Messung des Scherverhaltens unter Normalkraft, die Normalkraftbeaufschlagung keine reibungsbehaftete Hysterese aufweist. Dies kann durch den Einsatz reibungsarmer Kolbendichtungen erfolgen. Zudem können Federelemente und ein Kraftaufnehmer zwischen die Druckzylinder und die Druckplatte geschaltet werden, mit denen ein geschlossener Mess- und Regelkreis aufgebaut werden kann.

Bei der Ermittlung der Reibungskoeffizienten von Gewebe mit Binderauftrag bei Temperaturen im Schmelzbereich ist die Abhängigkeit von der Reibgeschwindigkeit und dem Normaldruck zu berücksichtigen. Bei den Messungen hat sich ein ausgeprägt strukturviskoses Verhalten des aufgeschmolzenen Binders gezeigt. In weiteren Arbeiten sollte das strukturviskose Verhalten näher untersucht werden. Messungen der Rheologie des Binders in Abhängigkeit der Schichtdicke, Temperatur und der Geschwindigkeit könnten weitere wichtige Erkenntnisse bringen. Damit könnte auf mesoskopischer Ebene das

visko-elastische Scherverhalten der Binderpartikel und das Eindringen des Binders in die Faserbündel während der Bewegung weiter erforscht werden.

Das gleiche gilt auch für trockene Gewebe deren Fasern mit einer Schlichte versehen sind. Hier ist insbesondere das Verhalten der Schlichte bei der Querkompression im Scherversteifungsbereich von Interesse, um damit die Mechanismen der Scherversteifung besser beschreiben zu können. Damit könnte es gelingen den Scherwiderstand aufgrund der Querkompression der Faserbündel mathematisch zu beschreiben.

Das Ziel sollte sein, die Scherkennlinien unter Berücksichtigung der Normalkräfte aus leicht ermittelbaren Messgrößen, wie den Reibungskoeffizienten, der Webart, der Geometrie der Faserbündel und der Viskositätskurve des Binders oder der Schlichte ermitteln zu können. Damit könnten auf der Basis einzelner Messungen der Schercharakteristik, weitere Kennlinien mit abweichenden Parametersätzen rein rechnerisch ermittelt werden. Zudem könnten die mathematischen Zusammenhänge und Abhängigkeiten über ein Unterprogramm direkt in die Simulation mit eingebunden werden. Des Weiteren könnte die Sensitivität bzw. Verbesserung der Vorhersagegüte der Drapiersimulation unter Berücksichtigung der hier aufgezeigten zusätzlichen Mechanismen in weiteren Arbeiten untersucht werden.

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 1:	Gewebe in Leinwandbindung; oben: Draufsicht Gewebestruktur; unten: Ondulation der Fasern im Querschnitt .....	3
Abb. 2:	Drapierungsmodi nach [1] mit Ergänzungen des Modus des Abgleitens und dem Symbol der Falten- und Wellenbildung .....	5
Abb. 3:	Kontinuum unter Zugspannung $\sigma$ – Scherspannung entsprechend Mohr'schem Spannungskreis [12] .....	6
Abb. 4:	Unterschiedliche Lastfälle einer Scherdeformation durch Scherkräfte; Lastfall 1: Gewebe an zwei Auflagern an den unteren Eckpunkten eingespannt; Lastfall 2: Schubkräfte greifen an allen 4 Seiten an; Lastfall 3: entgegengesetzte Zugkräfte in Richtung der Diagonalen.....	7
Abb. 5:	Scherung einer EZ; links: Scherkräfte $\vec{F}_{Sh}$ in Faserrichtung; Mitte: Zugkraft $\vec{F}^{(1n)}$ in Hauptrichtung 1; rechts: Zugkraft $\vec{F}^{(2n)}$ in Hauptrichtung 2.....	7
Abb. 6:	Scherung eines Gewebes. Die Lücken schließen sich mit zunehmendem Scherwinkel. Mit Erreichen des Grenzwinkels reduziert sich die Breite der Faserbündel. Beispielhafte Scherkurve [18].....	9
Abb. 7:	Reduzierung der Längen $L_1$ und $L_2$ durch die Querkontraktion bei der Scherung der Probe; links: ungescherte Gewebeprobe; rechts: gescherte Gewebeprobe.....	10
Abb. 8:	Picture Frame Scherrahmen; links: bei Start der Messung; rechts: nach Zugweg (s) im gescherten Zustand .....	11
Abb. 9:	Unidirektionaler Bias Extension Test; links: Probenlänge $H=2 \cdot B$ ; Mitte: Probenlänge $H>2 \cdot B$ ; rechts: Deformation beim Scherversuch [33].....	13
Abb. 10:	Aufbau eines biaxialen Bias Extension Tests [36]; links: Probe in x- und y-Richtung vorgespannt; keine Scherung; rechts: Erhöhung der Zugspannung in y-Richtung; Scherung unter Vorspannung.....	15
Abb. 11:	Aufbau des KES-F Testers [36].....	17
Abb. 12:	Zylindrischer Schertester (Fabric Cylinder Shear Device) zur Scherung von zylindrischen Gewebeproben [38] .....	18
Abb. 13:	Drapiermethode - Klassischer Umformprozess.....	19

---

Abb. 14: Schema Formgebung mittels einer Membrane .....	19
Abb. 15: Sequenzielles Drapieren mit Mehrfachstempeln [39, 45, 46, 47] .....	20
Abb. 16: Auf eine EZ wirkende Kräfte und Momente im Formprozess [9] mit Ergänzungen um $M_S$ , $M_B$ , $\vec{F}_{Sh}$ und $B_{FB}$ .....	21
Abb. 17: Drapieren einer Halbkugel mit Stempel und Ziehring [18] unten: Mikrographie – Faserondulation und Linsenform der Faserbündel [54].....	21
Abb. 18: Ondulation zwischen Kett- und Schussfaden; oben: Schema mit Bemaßung; unten: Mikrographie – Faserondulation und Linsenform der Faserbündel [54] .....	22
Abb. 19: Unterschiedliches Drapierverhalten in Abhängigkeit der Faserorientierung [49] .....	23
Abb. 20: Links: Schematische Darstellung der Prüfvorrichtung mit PFT und Druckplatten zum Aufbau einer Normalkraft und Temperierung der Probe; Rechts: Bild der Prüfeinrichtung mit PFT und eingespannter Probe .....	30
Abb. 21: Geometrie von Probe, Druckplatten und Scherrahmens, die einen kollisionsfreien Betrieb bis zu einem Scherwinkel von 52,5° erlaubt .....	31
Abb. 22: PFT Gewebeprobe; links: Abmessungen Zuschnitt; rechts: eingespannt in PF .....	31
Abb. 23: Auflageplatte zur spielfreien Einspannung der Gewebeprobe in den PF.....	32
Abb. 24. Schematischer Aufbau der Prüfeinrichtung mit UBE.....	33
Abb. 25: Reduzierung der Probenfläche und Anzahl EZ innerhalb der Druckplatten.....	34
Abb. 26: Normierter Scherkraftverlauf (NSF) beim PFT mit verschiedenen Normalkräften bei Raumtemperatur .....	36
Abb. 27: Normierter Scherkraftverlauf (NSF) beim PFT bei 20° C und 140° C bei $p_N = 30$ kPa .....	36
Abb. 28: Normierter Scherkraftverlauf (NSF) beim UBE bei verschiedenen Normaldrücken.....	37

Abb. 29: Mikrographieaufnahmen Verlauf der Scherung Messung PFT1-1 ohne Normaldruck. Rot: Mittenabstand der Faserbündel; Blau: EZ; Orange: Ursprungs-breite $B_{FB}$ ; Gelb: gemessene Breite $B_{FB}$ ; Grenzwinkel $50^\circ$ .....	39
Abb. 30: Mikrographieaufnahmen Verlauf der Scherung Messung PFT2-1 bei 30kPa Normaldruck. Rot: Mittenabstand der Faserbündel; Blau: EZ; Orange: Ursprungs-breite $B_{FB}$ ; Gelb: gemessene Breite $B_{FB}$ ; Grenzwinkel $22^\circ$ .....	39
Abb. 31: Mikrographieaufnahmen Verlauf der Scherung Messung PFT3-1 bei 60kPa Normaldruck. Rot: Mittenabstand der Faserbündel; Blau: EZ; Orange: Ursprungs-breite $B_{FB}$ ; Gelb: gemessene Breite $B_{FB}$ ; Grenzwinkel $15^\circ$ .....	40
Abb. 32: Hypothetische Veränderung der Querschnittsform und Ondulation der Faserbündel unter Normaldruck. Links: ohne Normaldruck; Rechts: mit Normaldruck .....	41
Abb. 33: Probe der Messung PFT3-2 nach der Prüfung. Der sichtbare Versatz zwischen der Zugseite und der Druckseite entsteht durch paralleles Abgleiten der Faserbündel .....	42
Abb. 34: Geometrische Zusammenhänge der Winkelabweichung zwischen PF und Probe .....	43
Abb. 35: Abweichung der Scherkraft $\vec{F}_{Sh_{GW}}$ bei verschiedenen Scherwinkeln des Scherrahmens (PF) in Abhängigkeit von der Scherwinkeldifferenz $\Delta\gamma$ .....	45
Abb. 36: Deformation der eingespannten Faserbündel unter reiner Querkraft $\vec{F}_Q$ .....	46
Abb. 37: Drei verschiedene Mechanismen der Scherkrafteinleitung. ....	47
Abb. 38: Desintegration der Probe bei der Prüfung im UBE Aufbau .....	50
Abb. 39: Verlauf der dynamischen Viskosität über die Temperatur des Binders Quelle: Toray, Japan .....	54
Abb. 40: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten von Gewebe an den Druckplatten .....	55
Abb. 41: Temperaturverläufe an der vorderen Druckplatte aus Aluminium (direkt beheizt) und der hinteren Druckplatte aus Glas (indirekt beheizt) bei verschiedenen Temperatur-Sollwerten .....	56
Abb. 42: Versuchsaufbau zur Ermittlung der druckabhängigen Kolbenreibung .....	57

---

Abb. 43: Korrekturfaktor aufgrund der Kolben- und Dichtungsreibung der Druckluftzylinder.....	57
Abb. 44a: Metallfolie als Probenträger mit Klebstoffauftrag.....	58
Abb. 44b: Auf eine Metallfolie als Träger auflaminierte Proben.....	58
Abb. 45: Versuchsaufbau zur Messung der Gewebe-Gewebe Reibung unter Normaldruck.....	59
Abb. 46: Reibungskoeffizient Gewebe an den Druckplatten bei unterschiedlichen Temperaturen mit und ohne Binder; $p_N = 10$ kPa; $\pm 45^\circ$ Faserorientierung; $v = 20$ mm/min.....	64
Abb. 47: Reibungskoeffizient Gewebe an den Druckplatten bei unterschiedlicher Faserorientierung mit und ohne Binder bei Temperaturen von $20$ °C und $140$ °C; $p_N = 10$ kPa; $v = 20$ mm/min .....	65
Abb. 48: Reibungskoeffizient Gewebe an den Druckplatten bei unterschiedlichen Reibgeschwindigkeiten; $p_N = 10$ kPa; alle Varianten.....	66
Abb. 49: Reibungskoeffizient von Gewebe an den Druckplatten bei unterschiedlichen Normaldrücken $p_N$ und Temperaturen; $\pm 45^\circ$ Faserorientierung; $v = 20$ mm/min.....	67
Abb. 50: Reibverhalten bei wiederholten Start/Stopps mit je $30$ s Pause in der Bewegung; $p_N = 10$ kPa konstant; $\pm 45^\circ$ ; $v = 20$ mm/min .....	68
Abb. 51: Reibungskoeffizienten von Gewebe an Gewebe unter Variation der Temperatur und des Binderauftrags .....	70
Abb. 52: Proben mit Binder bei Raumtemperatur; links: vor der Messung; rechts: nach Messung 1-1; $p_N = 10$ kPa; $v = 20$ mm/min; $\pm 45^\circ$ ; keine sichtbare Veränderung.....	72
Abb. 53: Proben mit Binder bei $90$ °C und $\pm 45^\circ$ Orientierung; links: nach Messung 33-1 bei $p_N = 10$ kPa; $v = 20$ mm/min; rechts: nach Messung 34-3 bei $p_N = 22$ kPa; $v = 20$ mm/min; sichtbare Abplattung der Binderpartikel .....	72
Abb. 54: Probe mit Binder bei $p_N = 10$ kPa und $\pm 45^\circ$ Orientierung nach Messung 2-1; $T = 120$ °C; $v = 20$ mm/min; sichtbare Druckstellen und Verschmierungen der Binderpartikel.....	73

Abb. 55: Probe mit Binder bei $p_N = 10$ kPa und $\pm 45^\circ$ Orientierung nach Messung 3-1; bei $T = 140$ °C; $v = 20$ mm/min; sichtbare Druckstellen und Verschmieren der Binderpartikel .....	73
Abb. 56: Proben mit Binder bei $p_N = 30$ kPa und $\pm 45^\circ$ Orientierung; links: nach Messung 31-3 bei $T = 120$ °C; $v = 20$ mm/min; rechts: nach Messung 32-3 bei $T = 140$ °C; $v = 20$ mm/min; größere Druckflächen sichtbar .....	74
Abb. 57: Proben mit Binder bei $p_N = 10$ kPa und $0/90^\circ$ Orientierung; links: nach Messung 8-2 bei $T = 120$ °C; $v = 20$ mm/min; rechts: nach Messung 9-3 bei $T = 140$ °C; $v = 20$ mm/min; lokale Komprimierung der $90^\circ$ Faserbündel und Faserverschiebung .....	74
Abb. 58: Reibungskoeffizient in Abhängigkeit vom der Reibgeschwindigkeit; Messwerte und berechnete Werte im Vergleich.....	79
Abb. 59: Reibungskoeffizient in Abhängigkeit vom Normaldruck; Messwerte und berechnete Werte im Vergleich.....	80
Abb. 60: Interlaminare Kontaktarten; links: gleichsinnige Schichtung mit Kettfaden zu Schussfaden Kontakt; rechts: wechelsinnige Schichtung mit Kette zu Kette und Schuss zu Schuss Kontakt .....	87
Abb. 61: Vektorfeld bei $v = 100$ mm/min Prüfgeschwindigkeit; mittlere Reibgeschwindigkeit $v_M$ der Probe zu den Druckplatten .....	88
Abb. 62: Aufteilung der Probenfläche in fünf Geschwindigkeitszonen; die Reibungskoeffizienten werden auf der Basis der mittleren Geschwindigkeit je Zone ermittelt .....	89
Abb. 63: Simulationsergebnis der resultierende Zugkraft $\vec{F}_Z$ bei 5 Zonenaufteilung (5Z) im Vergleich zu einer einheitlichen Zone (1Z) bei $140$ °C mit beiderterter Probe bei $10$ kPa, $30$ kPa und $60$ kPa Normaldruck .....	90
Abb. 64: Schematische Darstellung des Berührdurchmesser und Wirkdurchmessers zur Ermittlung der Relativgeschwindigkeit der Reibpartner .....	91
Abb. 65: Messreihe SK1 bis SK4 bei Raumtemperatur mit Variation des Normaldrucks $p_N$ ; ● Grenzwinkel th. Scherkurve; ◇ Grenzwinkel reale Scherkurve .....	92

Abb. 66: Messreihe SK5 bis SK7 bei 140 °C Temperatur mit Variation des Normaldrucks $p_N$ ; ● Grenzwinkel th. Scherkurve; ◇ Grenzwinkel reale Scherkurve .....	93
Abb. 67: Messreihe SK2 bis SK4 bei Raumtemperatur mit Variation des Normaldrucks $p_N$ ; dargestellt als spec.NSFD zur Referenz SK1 ohne Normaldruck .....	94
Abb. 68: Messreihe SK5 bis SK7 bei 140 °C Temperatur mit Variation des Normaldrucks $p_N$ ; dargestellt als spec.NSFD zur Referenz SK1 ohne Normaldruck .....	95
Abb. 69: Messreihe SK3 mit $p=30$ kPa und SK4 mit $p_N = 60$ kPa mit Binderauftrag bei Raumtemperatur im Vergleich zu SK8 mit $p_N = 30$ kPa und SK9 mit $p_N = 60$ kPa ohne Binderauftrag bei Raumtemperatur .....	96
Abb. 70: Messreihe SK3, SK10 bis SK13. Verlauf der Scherkräfte bei Raumtemperatur mit Variation des Lagenaufbaus bei $p_N = 30$ kPa.....	97
Abb. 71: Messreihe SK3, SK10 bis SK12. Verlauf NSF pro Lage bei Raumtemperatur mit Variation des Lagenaufbaus bei $p_N = 30$ kPa .....	97
Abb. 72: Messreihe SK6, SK14 bis SK17; Verlauf der Scherkräfte bei 140° C mit Variation des Lagenaufbaus bei $p_N = 30$ kPa.....	98
Abb. 73: Messreihe SK6, SK14 bis SK17; Verlauf NSF pro Lage bei 140° C mit Variation des Lagenaufbaus bei $p_N = 30$ kPa.....	99
Abb. 74: Mikrographieaufnahme bei ca. 60° Scherwinkel SK16; links und rechts identische Aufnahmen; links: Binderfreie Flächen treten aus dem Kreuzungspunkt aus; rechts: Bebinderte Flächen verschwinden in der Kontaktfläche des Kreuzungspunktes.....	100
Abb. 75: Verlauf der Scherkraftkurve von 10° bis 30° Scherwinkel; Vergleich Messergebnis mit Berechnungsergebnis bei Raumtemperatur nach Gleichung (39).....	107
Abb. 76: Verlauf der Scherkraftkurve von 10° bis 30° Scherwinkel; Vergleich Messergebnis mit Berechnungsergebnis bei 140 °C Temperatur nach Gleichung (39).....	107

Abb. 77: PAMFORM Schubmodul-Kurve $[\gamma/(\tau \cdot \cos \gamma)]$ der Messreihe SK18 zur Beschreibung des Scherverhaltens für Modelle mit scherwinkelabhängiger Probenaufdickung (variabler Dicke).....	112
Abb. 78: Modell PFT Scherrahmen mit Probe Links: kleine Probe 70 x 70 mm <sup>2</sup> mit 14 Faserbündel (15 Stabelemente) Rechts: große Probe 130 x 130mm <sup>2</sup> mit 26 Faserbündel (27 Stabelemente) .....	113
Abb. 79: Modell zur Verifikation der Simulation der Reibkräfte bei einachsiger Relativbewegung zwischen Probe und den Druckplatten; die vordere Druckplatte ist ausgeblendet .....	114
Abb. 80: Links: Modell PFT mit Druckplatten zum Aufbau der Normalkraft auf dem Gewebe; die vordere Druckplatte ist ausgeblendet; Rechts: Diagramm mit Geschwindigkeits- und Normalkraftprofil zu Beginn der Messung.....	115
Abb. 81: Abstrahierte Scherkennlinie mit den charakteristischen Bereichen .....	117
Abb. 82: Funktion zur Berechnung des Grenzwinkels $\gamma_3$ , Beginn der Scherversteifung	119
Abb. 83: Funktion zur Berechnung des Scherwinkels $\gamma_4$ zum Ende der Messung nach 112 mm Traversenweg des PFT.....	120
Abb. 84. Einzelbestandteile $\vec{F}_W$ , $\vec{F}_{Intra}$ und $\vec{F}_{Inter}$ der abstrahierten Scherkennlinie sowie die Kennlinie $\vec{F}_{Sh,0}$ ohne Normaldruck .....	121
Abb. 85: Zugkräfte der einzelnen Faserbündel beim PFT über den Scherwinkel – Probe mit 26 Faserbündeln .....	122
Abb. 86: Zugkräfte der einzelnen Faserbündel (Stabelemente) beim PFT über den Scherwinkel – Probe mit 14 Faserbündeln .....	123
Abb. 87: Aus der Messreihe SK18 ermittelte Scherkennlinien und die damit ermittelten Simulationsergebnisse für die Probengrößen 70x70mm (14 Faserbündel) und 130 x 130 mm <sup>2</sup> (26 Faserbündel); berechnet aus dem Kraftverlauf der Zugkraft $\vec{F}_Z$ (durchgezogene Linie) und alternativ aus der Summe der Zugkräften in den Stabelementen (punktierte Linie) .....	124
Abb. 88: SK2 Scherkraftverlauf; 1 Lage; $p_N = 10$ kPa; 20 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	125

---

Abb. 89: SK3 Scherkraftverlauf; 1 Lage; $p_N = 30$ kPa; 20 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	126
Abb. 90: SK4 Scherkraftverlauf; 1 Lage; $p_N = 60$ kPa; T=20 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	126
Abb. 91: SK5 Scherkraftverlauf; 1 Lage; $p_N = 10$ kPa; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	127
Abb. 92: SK6 Scherkraftverlauf; 1 Lage; $p_N = 30$ kPa; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	128
Abb. 93: SK7 Scherkraftverlauf; 1 Lage; $p_N = 60$ kPa; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	129
Abb. 94: SK10 Scherkraftverlauf; 2 Lagen; $p_N = 30$ kPa; 20 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	130
Abb. 95: SK11 Scherkraftverlauf; 4 Lagen; $p_N = 30$ kPa; 20 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	130
Abb. 96: SK14 Scherkraftverlauf; 2 Lagen; $p_N = 30$ kPa; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	131
Abb. 97: SK15 Scherkraftverlauf; 4 Lagen; $p_N = 30$ kPa; 140 °C; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	132
Abb. 98: SK12 Scherkraftverlauf; 2 Lagen; $p_N = 30$ kPa; 20 °C; wechselseitig geschichtet; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	133

Abb. 99: SK13 Scherkraftverlauf; 4 Lagen; $p_N = 30 \text{ kPa}$ ; $20 \text{ }^\circ\text{C}$ ; wechselseitig geschichtet; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	134
Abb.100: SK16 Scherkraftverlauf; 2 Lagen; $p_N = 30 \text{ kPa}$ ; $140 \text{ }^\circ\text{C}$ ; wechselseitig geschichtet; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	135
Abb.101: SK17 Scherkraftverlauf; 4 Lagen; $p_N = 30 \text{ kPa}$ ; $140 \text{ }^\circ\text{C}$ ; wechselseitig geschichtet; Simulationsergebnis mit der abstrahierten Scherkennlinie im Vergleich zur Kennlinie $\vec{F}_{Sh0}$ ohne Normaldruck.....	135
Abb.102: Scherkräfteinleitung in die Probe die in Anhängigkeit der Eigensteifigkeit der Probe und der Faserbündel; links: gesamte Scherkraft wird an der Kante eingeleitet; Mitte: progressiver Abfall der Scherkräfte; rechts: linearer Abfall der Scherkräfte.....	138
Abb.103: Korrekturfaktor $k_{\text{Hebel}}$ zur Berücksichtigung der effektiven Hebellänge $L_{\text{res}}$ des Kraftschwerpunktes im Verhältnis zur Kantenlänge der Probe $L_{\text{GW}}$ .....	139
Abb.104: Faserbündel unter Normalkraft $\vec{F}_N$ erhöht den Kraftaufwand ( $\vec{F}_C$ ) zur Querkompression .....	141
Abb.105: UBE mit Darstellung aller Variablen .....	171
Abb.106: Aufteilung der Zugkraft im Faserbündel in die Anteile $\vec{F}_{S1}$ und $\vec{F}_{S2}$ .....	175
Abb.107: Schematische Darstellung des Lastfall 1; einseitig fest eingespannter Träger; Gegenseite parallel verschiebbar .....	178
Abb.108: Schematische Darstellung des Lastfall 2; einseitig fest eingespannter Träger; Gegenseite mit einem Moment beaufschlagt und um $f_2$ und $\varphi$ verformt .....	179
Abb.109: Superposition der Lastfälle 1 und 2 .....	180
Abb.110: Faserbündel unter Normalkraft $\vec{F}_N$ erhöht den Kraftaufwand ( $\vec{F}_C$ ) zur Querkompression .....	141

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Versuchsplan für die Eignungsprüfung der Prüfeinrichtung auf Basis des PFT .....	32
Tabelle 2: Versuchsplan für die Eignungsprüfung der Prüfeinrichtung auf Basis des UBE .....	34
Tabelle 3: Auflistung der Reibwert (RW) Messungen von Gewebe an den Druckplatten	60
Tabelle 4: Auflistung der Reibwert (RW) Messungen von Gewebe an Gewebe .....	62
Tabelle 5: Mittelwerte und Standardabweichungen der Reibungskoeffizienten Gewebe an den Druckplatten .....	69
Tabelle 6: Mittelwerte und Standardabweichungen der Reibungskoeffizienten Gewebe an Gewebe .....	71
Tabelle 7: Auflistung der durchgeführten Scherkraft (SK) Messungen und deren Parameter .....	88
Tabelle 8: Reibungskoeffizienten der verschiedenen Reibpartner im PFT .....	106
Tabelle 9: Simulationsplan zur Verifizierung der Messergebnisse .....	116
Tabelle 10: Übersicht über die Ergebnisse der Simulation zur Verifizierung .....	135
Tabelle 11: Reibungskoeffizienten $\mu_1$ , $\mu_2$ und $\mu_3$ die für die Simulation des Anfangsverhaltens .....	183
Tabelle 12: Reibungskoeffizienten $\mu_1$ , $\mu_2$ und $\mu_3$ die für die Simulation im Plateau-Bereich .....	183
Tabelle 13: Reibungskoeffizienten $\mu_1$ , $\mu_2$ und $\mu_3$ die für die Simulation im Scherversteifungsbereich .....	184

## Literaturverzeichnis

- [1] Ermanni, P. Skript zur ETH Vorlesung Composites Technologien 151-0307-00L Version 4.0.
- [2] Toray Carbon Fibers America Inc. Technical Data Sheet no. CFA-005 Torayca T700S. <http://www.toraycfa.com/pdfs/T700SDataSheet.pdf>  
Abrufdatum: 30.12.2017
- [3] Boisse, P.; Hamila, N.; Vidal-Sallé, E.; et al. Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. Influence of tensile, in-plane shear and bending stiffness. Composites Science and Technology 71 (2011) 683-692.  
DOI: 10.1016/j.compscitech.2011.01.011
- [4] Liang, B.; Colmars, J.; Boisse, P. A shell formulation for fibrous reinforcement forming simulations. Composites: Part A 100 (2017) 81-96.  
DOI 10.1016/j.compositesa.2017.04.024
- [5] Gereke T.; Döbrich O.; Hübner M.; et al. Experimental and computational composite textile reinforcement: A review. Composites: Part A 46. (2013) 1-10.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2012.10.004
- [6] Szablewski, P.; Kobza, W. Numerical analysis of Peirce's cantilever test for the bending rigidity of textiles. Fibres & Textiles in Eastern Europe October/ December 2003 Vol. 11 No. 4(43).
- [7] Peirce, F.T. The "Handle" of Cloth as a Measurable Quality. Journal of the Textile Institute Transactions Volume 21 (1930) Issue 9.  
DOI: 10.1080/19447023008661529
- [8] Nezami, F.N.; Gereke, T.; Cherif, C. Analyses of interaction mechanisms during forming of multilayer carbon woven fabrics for composite applications. Composites: Part A 84 (2016).  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2016.02.023

- [9] Nosrat-Nezami; F.; Gereke, T.; Cherif, C. Characterisation of shear-tension coupling of fabric under controlled membrane tensions for precise simulative predictions of industrial preforming processes. *Composites: Part A* 67 (2014) 131-139.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2014.08.030
- [10] Willems, A.; Lomov, S.V.; Verpoest, I. Optical strain fields in shear tensile testing of textile reinforcements. *Composites Science and Technology* 68 (2008).  
DOI: 10.1016/j.compscitech.2007.08.018
- [11] Eyerer P.; Hirth T.; Elsner P. *Polymer Engineering - Technologien und Praxis*. ISBN: 978-3-540-72402-5 (2008)  
DOI 10.1007/978-3-540-72419-3
- [12] Eshbach W.; Sounders M. *Book of Engineering Fundamentals - 3. Edition* (1974).  
ISBN: 0-471-24553-4
- [13] ESI Group *PAMFORM User Manuals. Composite Simulation Solution 2016.0*.
- [14] Mohammed U.; Lekakou C., Dong L.; et al. Shear deformation and micromechanics of woven fabrics. *Composites: Part A* 31 (2000) 299-308.  
DOI: 10.1016/S1359-835X(99)00081-0
- [15] Harrison P.; Clifford M.J.; Long A.C. Shear characterization of viscous woven textile composites: a comparison between picture frame and bias extension experiments. *Composites Science and Technology* 64 (2004) 1453-1465.  
DOI: 10.1016/j.compscitech.2003.10.015
- [16] Lee, W.; Cao, J.; Badel, P.; et al. Non-orthogonal constitutive model for woven composites incorporating tensile effect on shear behaviour. *Int j Mater Form* (2008) Suppl 1:891-894.  
DOI: 10.1007/s12289-008-0239-1
- [17] Döbrich O.; Gereke T.; Cherif C. A finite element based approach for the accurate determination of the shear behavior of textiles with the picture-frame shear test. *Key Engineering Materials Vols. 554-557* (2013).  
DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.554-557.1105

- 
- [18] Graf, M.; New method of the characterization of the draping behavior of carbon fiber fabrics in relevant industrial draping technologies.  
PPS-Plastic Processing Society Conference, Korea (2015)
- [19] Carvelli V.; Pazmino J.; Lomov V.; et al. Deformability of non crimp 3D orthogonal weave E-glass composite reinforcement. *Composites Science and Technology* 73 (2012).  
DOI: 10.1016/j.compscitech.2012.09.004
- [20] Mitchell C.; Dangora L.; Bielmeier C.; et al. Investigation into the changes in bending stiffness of a textile reinforced composite due to in-plane fabric shear: Part 1 – Experiment. *Composites: Part A* 85 (2016) 94–102.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2016.03.018
- [21] Ivanov D.S.; Van Gestel C.; Lomov S.V.; et al. In-situ measurements of fabric thickness evolution during draping. *Proceedings of Esaform-2011*, Belfast, UK (2011).  
DOI: 10.1063/1.3589634
- [22] Page J.; Wang J. Prediction of shear force and an analysis of yarn slippage for a plain-weave carbon fabric in a bias extension state. *Composites Science and Technology* 60 (2000) 977-986.  
DOI: 10.1016/S0266-3538(99)00198-0
- [23] Zhu B.; Yu T.X.; Tao X.M. An experimental study of in-plane large shear deformation of woven fabric composite. *Composites Science and Technology* 67 (2007) 252–261.  
DOI: 10.1016/j.compscitech.2006.08.011
- [24] Prodromou A.G.; Chen J. On the relationship between shear angle and wrinkling of textile composite preforms. *Composites Part A* 28A (1997) 491-503.  
DOI: 10.1016/S1359-835X(96)00150-9

- [25] Cao J.; Akkerman R.; Boisse P.; et al. Characterization of mechanical behaviour of woven fabrics: Experimental methods and benchmark results. *Composites: Part A* 39 (2008) 1037-1053.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2008.02.016
- [26] Peng X.Q.; Cao J.; Chen J.; et al. Experimental and numerical analysis on normalization of picture frame tests for composite materials. *Composites Science and Technology* 64 (2004) 11–21.  
DOI: 10.1016/S0266-3538(03)00202-1
- [27] Colman, A.G.; Bridgens, B.N.; Gosling, P.D.; et al. Shear behaviour of architectural fabrics subjected to biaxial tensile loads. *Composites: Part A* 66 (2014) 163-174.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2014.07.015
- [28] Willems A.; Lomov S.V.; Verpoest I.; et al. Drapability characterization of textile composite reinforcement using digital image correlation. *Optics and Lasers in Engineering* 47 (2009) 343-351.  
DOI: 10.1016/j.optlaseng.2008.03.012
- [29] Launay, J.; Hivet, G.; Duong, A.V. Experimental analysis of the influence of tension on in plane shear behaviour of woven composite reinforcements. *Composite Science and Technology* 68 (2008) 506-515.  
DOI: 10.1016/j.compscitech.2007.06.021
- [30] Willems, A. Forming simulation of textile reinforced composite shell structures. PhD Thesis at Katholieke Universiteit Leuven, Belgium.  
ISBN 978-94-6018-009-5 (2008).
- [31] Harrison P.; Clifford M.J.; Long A.C. Shear characterisation of woven textile composites. *Compos Sci Technol* (2003).
- [32] Peng X.; Cao J. Bias Extension Test Standard. Advanced Materials Processing Laboratory, Department of Mechanical Engineering, Northwestern University, Evanston, IL, USA (2003).

- 
- [33] Wolthuizen D.J.; ten Thije R.H.W.; Akkerman R. Simple tests as critical indicator of intra-ply shear locking. *Key Engineering Materials Vols. 554-557* (2013).  
DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.554-557.512
- [34] Boisse, P.; Hamila, E.; Guzmán-Maldonado, A.; et al. The bias-extension test for the analysis of in-plane shear properties of textile composite reinforcement and prepreg: a review. *International Journal of Material Forming*, 20p (2016).  
DOI: 10.1007/s12289-016-1294-7
- [35] Harrison, P.; Abdiwi, F.; Guo, Z.; et al. Characterising the shear-tension coupling and wrinkling behavior of woven engineering fabrics. *Composites: Part A* 43 (2012).  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2012.01.024
- [36] Galliot, C.; Luchsinger, R.H. The shear ramp: A new test method for the investigation of coated fabric shear behaviour - Part I: Theory. *Composites: Part A* 41 (2010) 1743-1749.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2010.08.008
- [37] Abdiwi F.; Harrison P.; Yu W.R. Effect of tow meander on the shear compliance of woven engineering fabrics measured using the biaxial bias extension test. *Key Engineering Materials Vols. 554-557* (2013) pp 402-409.  
DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.554-557.402
- [38] Skelton J.; Freeston D. Mechanics of Elastic Performance of textile materials. Part XIX: The Shear Behavior of Fabrics under biaxial loads. *Textile Research Journal* Vol.41 No.11 (1974).  
DOI: 10.1177/004051757104101101
- [39] Wagner, H.; Brabandt, D. Produktionstechnologien - vom Halbzeug bis zum Preform. Institut für Produktionstechnik wbk, Karlsruher Institut für Technologie KIT, Abschlussworkshop Cluster Composite Baden-Württemberg TC<sup>2</sup> (2015).

- [40] Allaoui, S.; Cellard, C.; Hivet, G.; Effects of inter-ply sliding on the quality of multilayer interlock dry fabric preforms. *Composites: Part A* 68 (2015).  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2014.10.017
- [41] Cossolo, A.; Taverna, M.; Salina, P.; et al. Industrial Preformers for CFRP. Cannon SpA, 13th Annual Automotive Composites Conference & Exhibition, Novi, USA (2013).
- [42] Luby, X.; Bernardon, E. Design of Fabric Preforms for Double Diaphragm Forming. Charles Stark Draper Laboratory Inc., Cambridge MA, USA (1992).
- [43] Rook O. Umformen mehrfach gekrümmter Prepreg-Gelege mittels Hot Drape Forming. CompoForm Fachtagung Composite Umformung München (2015).
- [44] Delaloye S.; Niedermeier M. Optimization of the diaphragm forming process for continuous fibre-reinforced advanced thermoplastic composites. *Composites Manufacturing* 6 (1995) 135-144.  
DOI: 10.1016/0956-7143(95)95004-I
- [45] Graf M. Advancement in the fully automated preform process of complex parts. Automotive Composites Conference 2012, Troy, MI, USA.  
[http://www.temp.speautomotive.com/SPEA\\_CD/SPEA2012/pdf/PF/PF3.pdf](http://www.temp.speautomotive.com/SPEA_CD/SPEA2012/pdf/PF/PF3.pdf)  
Abrufdatum: 04.01.2018
- [46] Fürst, T. Automatisierte Preformherstellung am Beispiel eines Heckdeckels.  
[http://www.leichtbau-bw.de/uploads/tx\\_lbwevents/TC2\\_Abschlussveranstaltung\\_2015.pdf](http://www.leichtbau-bw.de/uploads/tx_lbwevents/TC2_Abschlussveranstaltung_2015.pdf)  
Abrufdatum: 04.01.2018
- [47] Sattler S. Vollautomatisierte Preformherstellung für die Carbon-Bauteilfertigung für die Großserie. *Lightweight Design* (2015), Volume 8, Issue 1.  
DOI: 10.1007/s35725-014-1005-6

- 
- [48] Haanapple S.P.; ten Thije R.H.W.; Sachs U.; et al. Formability analysis of uni-directional and textile reinforced thermoplastics. *Composites Part A* 56 (2014) 80-92.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2013.09.009
- [49] Hamila, N.; Boisse, P. Simulation of textile composite reinforcement draping using a new semi-discrete three node finite element. *Composites: Part B* 39 (2008).  
DOI: 10.1016/j.compositesb.2007.11.008
- [50] Bel, S.; Hamila, N.; Boisse P.; et al. Finite element model for NCF composite reinforcement preforming: Importance of inter-ply sliding. *Composites: Part A* 43 (2012).  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2012.08.005
- [51] Bel, S.; Boisse, P.; Dumont, F. Analyses of the Deformation Mechanism of Non-Crimp Fabric Composite Reinforcements during Preforming. *Appl Compos Mater* (2012).  
DOI: 10.1007/s10443-011-9207-x
- [52] Lee, J.L.; Hong, S.J.; Yu, W.R.; et al. The effect of blank holder force on the stamp forming of non-crimp fabric with a chain stitch. *Composites Science and Technology* 67 (2007).  
DOI: 10.1016/j.compscitech.2006.09.009
- [53] Lomov, S.V.; Barburiski, M.; Stoilova, T.; et al. Carbon composites based on multi-axial multiply stitched preforms. Part 3: Biaxial tension, picture frame and compression tests of the preforms. *Composites: Part A* 36 (2005) 1188-1206.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2005.01.015
- [54] Badel, P.; Vidal-Salle, E.; Maire, E.; et al. Simulation and tomography analysis of textile composite reinforcement deformation at the mesoscopic scale. *Composites Science and Technology* 68 (2008).  
DOI: 10.1016/j.compscitech.2008.04.038
- [55] Wohlmann, B. *Handbuch Faserverbundwerkstoffe - Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*. AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V. (2009), 3.Auflage.  
DOI: 10.1007/978-3-658-02755-1

- [56] Archer, E.; Buchanan, S.; Mc Illhagger, A.T. et al. The effect of 3D weaving and consolidation on carbon fiber tows, fabrics, and composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 29(20) 3162-3170 (2010).  
DOI: 10.1177/0731684410371405
- [57] Tournalonias, M.; Bueno, M.A. Experimental simulation of friction and wear of carbon yarns during the weaving process. *Composites: Part A* 80 (2016).  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2015.07.024
- [58] Cornelissen, B.; Sachs, U.; Rietman, B.; et al. Dry friction characterisation of carbon fibre tow and satin weave fabric for composite applications. *Composites: Part A* 56 (2014) 127-135.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2013.10.006
- [59] Cornelissen, B.; Rietman, B.; Akkerman, R. Frictional behaviour of high performance fibrous tows: Friction experiments. *Composites: Part A* 44 (2013) 95-104.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2012.08.024
- [60] Cornelissen, B.; de Rooij, M.B.; Rietman, B., et al. Frictional behavior of carbon fiber tows: a contact mechanics model of tow-tow friction. *Textile Research Journal* (2014). SAGE.  
DOI: 10.1177/0040517514525876
- [61] Chakladar N.D.; Mandal P.; Potluri P. Effects of inter-tow angle and tow size on carbon fibre friction. *Composites: Part A* 65 (2014) 115-124.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2014.06.002
- [62] Cornelissen, B.; de Rooij; M.B.; Rietman; B.; et al. Frictional behaviour of high performance fibrous tows: A contact mechanics model of tow-metal friction. *Wear* 305 (2013) 78-88.  
DOI: 10.1016/j.wear.2013.05.014
- [63] Roselman; I.C.; Tabor. D. The friction of carbon fibres. *J Phys D: Appl Phys* (1976).  
DOI: 10.1088/0022-3727/9/17/012

- 
- [64] Spurr, R.T.; Newcomb, T.P. The Adhesion Theory of Friction. Fedodo Limited (1956).  
DOI: 10.1088/0370-1301/70/1/314
- [65] Mulvihill, D.M.; Smerdova, O.; Sutcliffe, M.P.F. Friction of carbon fibre tows. Composites: Part A xxx (2016).  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2016.08.034
- [66] Smerdova, O.; Sutcliffe, M.P.F. Multiscale tool-fabric contact observation and analysis for composite fabric forming. Composites: Part A 73 (2015).  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2015.03.009
- [67] Sachs, U.; Akkerman, R.; Fetfatsidis, K.; et al. Characterization of the dynamic friction of woven fabrics: Experimental methods and benchmark results. Composites: Part A 67(2014) 289-298.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2014.08.026
- [68] Allaoui, S.; Hivet, G.; Wendling, A.; et al. Influence of the dry woven fabrics meso-structure on fabric/fabric contact behaviour. Journal of Composite Materials 46 (2012) 627-639.  
DOI: 10.1177/0021998311424627
- [69] Ersoy, N.; Potter, K.; Wisnom, M.R.; et al. An experimental method to study the frictional processes during composite manufacturing. Composites: Part A 36 (2005) 1536-1544.  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2005.02.010
- [70] Erland, S.; Dodwell, T.J.; Butler, R. Characterisation of inter-ply shear in uncured carbon fibre prepreg. Composites: Part A 77 (2015).  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2015.07.008
- [71] Mitchell, C.; Dangora, L.; Bielmeier, C.; et al. Investigation into the changes in bending stiffness of a textile reinforcement composite due to in-plane fabric shear: Part 1 – Experiment. Composites: Part A A85 (2016) 94-102.  
DOI: /10.1016/j.compositesa.2016.03.008
- [72] Popov, V.L. Kontaktmechanik und Reibungsphysik. Verlag der Polytechnischen Universität Tomsk (2009).  
ISBN: 5-98298-449-3

- [73] Larberg, Y.R.; Akermo, M. On the interply friction of different generations of carbon/epoxy prepreg systems. *Composites: Part A* 42 (2011).  
DOI: 10.1016/j.compositesa.2011.04.010
- [74] Hermann, D.; Ramkumar, S.S.; Seshaiyer P.; et al. Frictional Study of Woven Fabrics: The Relationship between the Friction and Velocity of Testing. *Journal of Applied Polymer Science*, Vol: 92 2040 (2004).  
DOI: 10.1002/app.20213
- [75] ten Thije, R.; Akkerman, R.; van der Meer, L.; et al. Tool-ply friction in thermoplastic composite forming. *International Journal of Material Forming* 1:953-956 (2008).  
DOI: 10.1007/s12289-008-0215-9
- [76] Harrison, P.; ten Thije, R.; Akkerman, R.; et al. Characterising and modelling tool-ply friction of viscous textile composites. 16th International Conference on Composite Materials, 8th-13th July, Kyoto, Japan (2007).
- [77] Akkerman, R.; ten Thije, R.; Sachs, U.; et al. Friction in Textile Thermoplastic Composites Forming. C. Binetruy, F. Boussu (Eds). *Recent Advances in Textile Composites* (2010) p.271-279. DESTech Publications Inc..
- [78] Bartsch H.J. Taschenbuch Mathematischer Formeln. Verlag Harri Deutsch, Thun und Frankfurt/ Main, Germany (1989).  
ISBN: 3 87144 774 9
- [79] Beitz, W.; Küttner, K.H. Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau, 16. Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York.  
ISBN: 3-540-18009-5

## Anhänge

### Anhang 1: Berechnung der Normalkräfte als Reaktion auf Zugkräfte

Wie unter Kapitel 3.5. oben aufgezeigt entstehen bei der Umlenkung von unter Zugspannung stehenden Faserbündeln Normalkräfte. Die resultierenden Normalkräfte bzw. die Flächenpressungen können in Abhängigkeit des Umlenkradius und den in Faserrichtung wirkenden Zugkräften berechnet werden. Am Beispiel der Faserondulation unter Vorspannung wird dies im Folgenden hergeleitet. In Abbildung 19 ist der schematische Querschnitt durch ein Gewebe in Leinwandbindung dargestellt, sowie eine Mikrographieaufnahme [54].

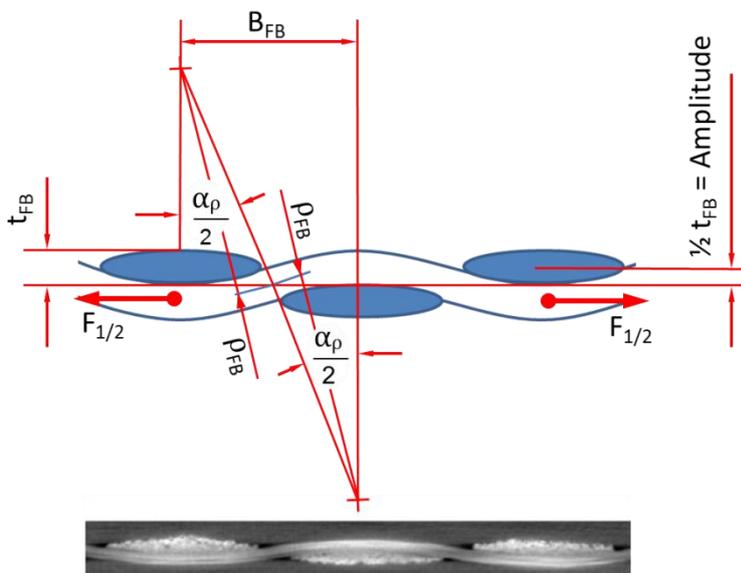


Abb.19: Ondulation zwischen Kett- und Schussfäden; oben: Schema mit Bemaßung; unten: Mikrographie – Faserondulation und Linsenform der Faserbündel [55]

Die folgenden vereinfachenden Annahmen werden für die Berechnung getroffen:

- Breite des Faserbündels = Fadenabstand =  $B_{FB}$
- Konstanter Umlenkradius  $\rho_{FB}$  bei Krümmung der Schuss- Faserbündel über die linsenförmigen Kettfäden vice versa
- Kontaktfläche  $A_K$  zwischen Kett- und Schussfaden am Kreuzungspunkt entspricht

$$A_K = B_{FB,1} \cdot B_{FB,2}$$

Die Gleichungen (52) bis (55) können analog auch auf weitere Lastfälle angewendet werden, bei denen Faserbündel über einen Radius umgelenkt werden und unter Zugspannung stehen.

Gleichung (12) zur Berechnung der Länge eines Kreissegments (Segmentlänge = Fadenabstand  $B_{FB,2}$  in Schuss Richtung) nach [78]:

$$B_{FB,2} = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{1}{2} t_{FB,1} \cdot \rho_{FB,1} - \left(\frac{1}{2} t_{FB,1}\right)^2} = 2 \cdot \rho_{FB,1} \cdot \sin\left(\frac{\alpha\rho}{2}\right) \quad (52)$$

umgeformt nach  $\rho_{FB,1}$  ergibt:

$$\rho_{FB,1} = \frac{B_{FB,2}^2 + t_{FB,1}^2}{4 \cdot t_{FB,1}} \quad (53)$$

$$p_K = \frac{\vec{F}_N}{A_K} = \frac{2 \cdot \vec{F}_1 \cdot \sin\left(\frac{\alpha\rho}{2}\right)}{2 \cdot \rho_{FB,1} \cdot \sin\left(\frac{\alpha\rho}{2}\right) \cdot B_{FB,1}} = \frac{\vec{F}_1}{\rho_{FB,1} \cdot B_{FB,1}} = \frac{\vec{F}_2}{\rho_{FB,2} \cdot B_{FB,2}} \quad (54)$$

Die aus der Flächenpressung resultierende Normalkraft pro Kreuzungspunkt aus der Faserondulation ergibt:

$$\vec{F}_N = p_K \cdot B_{FB,1} \cdot B_{FB,2} \quad (55)$$

$\rho_{FB}$ :	Krümmungsradius Faserbündel	$\vec{F}_1 / \vec{F}_2$ :	Zugkraft in Faserrichtung
$B_{FB,1} / B_{FB,2}$ :	Breite der gespreizten Faserbündel	$\vec{F}_N$ :	Normalkraft
$t_{FB,1} / t_{FB,2}$ :	Dicke der Faserbündel	$A_K$ :	Kontaktfläche
$p_K$ :	Kontaktdruck		

## Anhang 2: Berechnung der Flächenanteile innerhalb der Druckplatten

Das in Abbildung 105 gezeichnete Diagramm wird auf Basis der folgenden Berechnungsgleichungen erstellt.

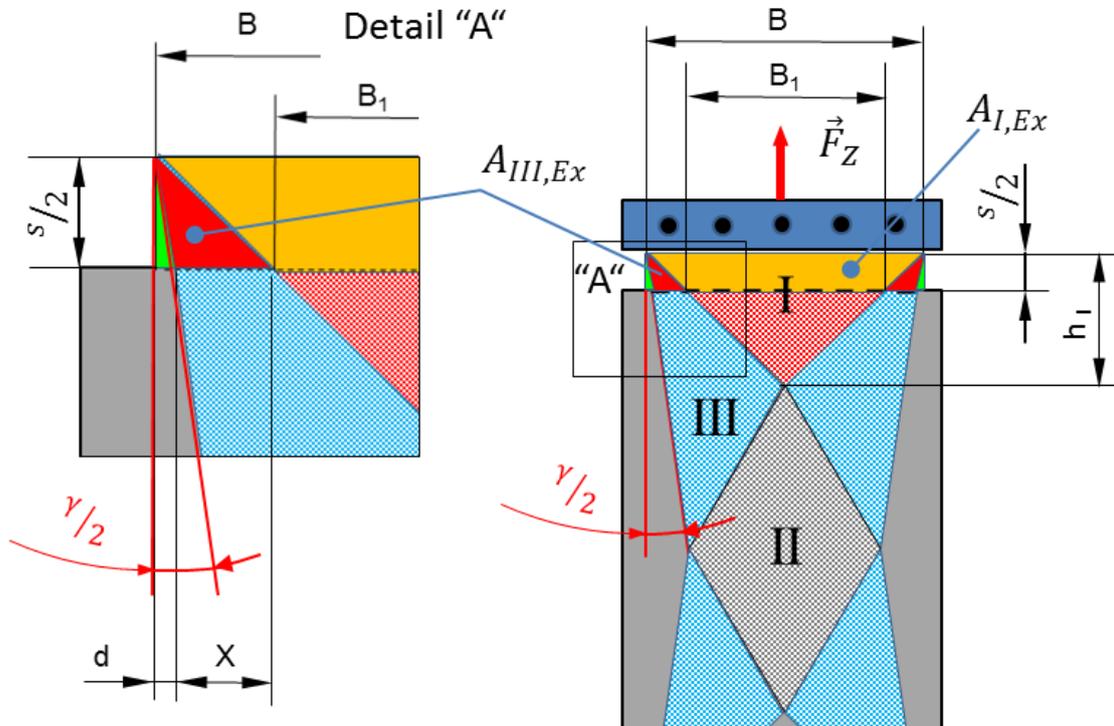


Abb: 105: UBE mit Darstellung aller Variablen

Folgende Annahmen werden zur Bestimmung der Flächen betroffen.

- Bereich I erfährt keine Scherung;  $A_I = \text{konstant}$
- $A_I$  unter Normdruck reduziert sich entsprechend dem Anteil  $A_{I,Ex}$  (orange)
- Bereich II verbleibt zu 100% innerhalb der Druckplatten; Anzahl EZ = konstant
- Bereich III schert mit  $\frac{\gamma}{2}$
- Fläche  $A_{III}$  I reduziert sich entsprechend dem Anteil  $A_{III,Ex}$  (grün)

Der Bereich I reduziert sich um die Fläche  $A_{I,Ex}$  die in Abbildung 105 orange gekennzeichnet ist und wie folgt berechnet wird:

$$A_{I,ex} = \frac{B_1 + B}{2} + \frac{s}{2} \quad (56)$$

$$B_1 = \left(1 - \frac{s}{2 \cdot h_I}\right) \quad (57)$$

$$h_I = \frac{B}{2} \quad (58)$$

Mit (58) in (57) erhält man:

$$B_1 = B - s \quad (59)$$

Mit (59) in (56) erhält man die Fläche  $A_{I,Ex}$  außerhalb der Druckplatte

$$A_{I,ex} = \frac{2 \cdot B - s}{2} + \frac{s}{2} \quad (60)$$

Die Anzahl der EZ des Bereichs I unter Normaldruck berechnet sich entsprechend folgender Gleichung.

$$n_{EZ,I,red.} = (A_{I,0} - A_{I,Ex}) \cdot q_{EZ} \quad (61)$$

Der Bereich III reduziert sich um die Fläche  $A_{III,Ex}$ , die in Abbildung 105 rot gekennzeichnet ist und wie folgt berechnet wird:

$$A_{III,ex} = \frac{x \cdot s}{4} \quad (62)$$

Das Maß X lässt sich wie folgt berechnen:

$$2 \cdot X + 2 \cdot d = B - B_1 = s \quad (63)$$

Und damit:

$$X = \frac{s}{2} - d \quad (64)$$

$$d = \tan\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot \frac{s}{2} \quad (65)$$

(64) eingesetzt in (62) ergibt:

$$A_{III,ex} = \frac{s}{4} \cdot \left(\frac{s}{2} - d\right) \quad (66)$$

Die Anzahl der EZ des Bereichs III unter Normaldruck berechnet sich entsprechend folgender Gleichung. Hierbei wird die Fläche  $A_{III,ex}$  durch  $\cos \gamma$  dividiert, um den Flächeninhalt bezogen auf den ungescherten Ausgangszustand der Fläche III zu erhalten, mit dem dann die Anzahl der EZ berechnet werden kann.

$$n_{EZ,III,red.} = \left(A_{III,0} - \frac{A_{III,Ex}}{\cos \gamma}\right) \cdot q_{EZ} \quad (67)$$

Die Anzahl der EZ im Bereich II bleibt unverändert konstant und berechnet sich wie folgt:

$$n_{EZ,II} = A_{II,0} \cdot q_{EZ} \quad (68)$$

Über die ermittelte Anzahl an EZ pro Bereich lassen sich die reduzierten Gesamtflächen der Bereiche wie folgt berechnen. Über den  $(\cos \gamma)^{-1}$  wird die Flächenreduzierung durch die Scherung der EZ berücksichtigt.

$$A_{I,ges,red.} = 2 \cdot n_{EZ,I,red.} \cdot q_{EZ} \cdot (\cos \gamma)^{-1} \quad (69)$$

$$A_{II,ges,red.} = n_{EZ,II} \cdot q_{EZ} \cdot (\cos \gamma)^{-1} \quad (70)$$

$$A_{III,ges,red.} = 4 \cdot n_{EZ,III,red.} \cdot q_{EZ} \cdot (\cos \gamma)^{-1} \quad (71)$$

Die prozentualen Angaben der verbleibenden Flächen zur Ursprungsanzahl der EZ bzw. Ursprungsfläche berechnet sich damit wie folgt.

$$p_{EZ,I} = \frac{n_{EZ,I,0}}{n_{EZ,I,red.}} \quad (72)$$

$$p_{EZ,III} = \frac{n_{EZ,III,0}}{n_{EZ,III,red.}} \quad (73)$$

$$p_{A,I} = \frac{A_{I,ges,red.}}{A_{I,ges.}} \quad (74)$$

$$p_{A,II} = \frac{A_{II,ges,red.}}{A_{II,ges.}} \quad (75)$$

$$p_{A,III} = \frac{A_{III,ges,red.}}{A_{III,ges.}} \quad (76)$$

### Anhang 3: Herleitung der Gleichungen zur Berechnung der effektiven Scherkraft in der Probe in Abhängigkeit vom Schrägzug

Mit Gleichung (77) erfolgt die Umrechnung der gemessenen Zugkraft  $\vec{F}_Z$  in die im Scherrahmen des PF wirkende Schubkraft  $\vec{F}_{Sh,PF}$  [31].

$$\vec{F}_{Sh,PF} = \frac{F_Z}{2 \cdot \cos\left(\frac{\alpha_{PF}}{2}\right)} \quad (77)$$

Der Abstand  $a_P$  von der Außenkante der Probe zum Drehpunkt des PFT, ergibt sich aus der geometrischen Beziehung (78)

$$a_P = \frac{(L_{PF} - L_{GW})}{2} \quad (78)$$

Mit den Gleichungen (79-81) lassen sich über die Winkelfunktionen die Längen  $X_1$ ,  $Y_1$  und  $Y_2$  bestimmen, mit denen sich über einfache Winkelfunktionen, der Winkel  $\delta$  zwischen den ersten Faserbündeln auf der Zugseite des PF zur Senkrechten mit Gleichung (82) und der Winkel  $\beta_{PF}$  zwischen dem Schenkel des PF und den Faserbündeln auf der Zugseite mit Gleichung (83) ermitteln lassen (siehe Abbildung 100).

$$X_1 = a_P \cdot \sin\left(\frac{\alpha_{PF}}{2}\right) \quad (79)$$

$$Y_1 = a_P \cdot \cos\left(\frac{\alpha_{PF}}{2}\right) \quad (80)$$

$$Y_2 = L_{PF} \cdot \cos\left(\frac{\alpha_{PF}}{2}\right) - L_{GW} \cdot \cos\left(\frac{\alpha_{GW}}{2}\right) - Y_1 \quad (81)$$

$$\delta = \arctan\left(\frac{X_1}{Y_2}\right) \quad (82)$$

$$\beta_{PF} = \frac{\alpha_{PF}}{2} + \delta \quad (83)$$

Die Faserbündel, die die Verbindung zwischen dem Scherrahmen und der Gewebeprobe bilden, sind durch den Schrägzug weder zum Schenkel des PF noch zu den Schuss- bzw. Kettfäden der Gewebeprobe parallel. Im ersten Faserbündel auf der Zugseite wirkt die Kraft  $\vec{F}_a$  in Richtung der Faserbündel. Vereinfacht wird hierbei davon ausgegangen, dass die gesamte Scherkraft vom jeweils ersten Faserbündel übertragen wird und die Kraft  $\vec{F}_a$  an der Kante der Gewebeprobe wirkt. Die Zugkraft  $\vec{F}_a$  kann in die zwei Komponenten  $\vec{F}_{S1}$  und  $\vec{F}_{S2}$  aufgeteilt werden.  $\vec{F}_{S2}$  ist der Kraftanteil der parallel zur Richtung des linken Schenkels des PF verläuft und  $\vec{F}_{S1}$  der Anteil der parallel zum rechten Schenkel des PF verläuft. Die Kraft  $F_{S2}$  wirkt damit als Scherkraft in dem oberen linken Schenkel des PF entsprechend Abbildung 33. Das Größenverhältnis zwischen dem PF und der Gewebeprobe wird hierbei

nicht wirksam. Das Hebelverhältnis muss nicht berücksichtigt werden.  $\vec{F}_{S1}$  hingegen wirkt senkrecht zur linken Schenkelachse. Das Hebelverhältnis muss daher entsprechend Gleichung (8) für den  $\vec{F}_{S1}$  Anteil berücksichtigt werden. Aus den beiden Komponenten kann mit Gleichung (84) die im Scherrahmen wirkende Scherkraft berechnet werden.

$$\vec{F}_{Sh_{PF}} = \vec{F}_{S2} + \vec{F}_{S1} \cdot \frac{L_{GW}}{L_{PF}} \quad (84)$$

Die Kräfte  $F_{S1}$  und  $F_{S2}$  können aus dem Kraftgleichgewicht über die Winkelfunktionen entsprechend Abbildung 106 berechnet werden. Hierzu werden die Hilfsgrößen  $u$  und  $v$  in die Zwischenrechnung eingefügt.

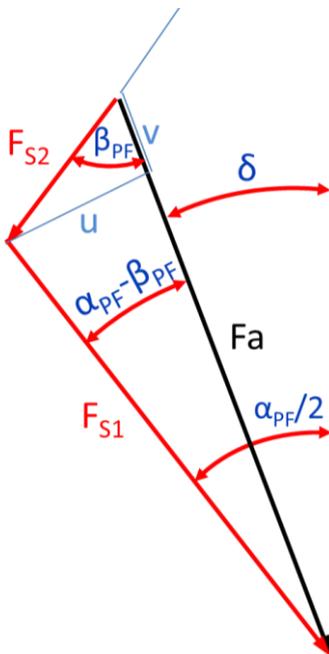


Abb. 106: Aufteilung der Zugkraft im Faserbündel in die Anteile  $\vec{F}_{S1}$  und  $\vec{F}_{S2}$

$$\cos \beta_{PF} = \frac{v}{\vec{F}_{S2}} \quad \Rightarrow \quad v = \vec{F}_{S2} \cdot \cos \beta_{PF} \quad (85)$$

$$\sin \beta_{PF} = \frac{u}{\vec{F}_{S2}} \quad \Rightarrow \quad u = \vec{F}_{S2} \cdot \sin \beta_{PF} \quad (86)$$

$$\cos (\alpha_{PF} - \beta_{PF}) = \frac{\vec{F}_a - v}{\vec{F}_{S1}} \quad \Rightarrow \quad v = \vec{F}_a - \vec{F}_{S1} \cdot \cos (\alpha_{PF} - \beta_{PF}) \quad (87)$$

$$\sin (\alpha_{PF} - \beta_{PF}) = \frac{\vec{F}_a - u}{\vec{F}_{S1}} \quad \Rightarrow \quad u = \vec{F}_{S1} \cdot \sin (\alpha_{PF} - \beta_{PF}) \quad (88)$$

Ferner gelten die trigonometrischen Abhängigkeiten (89) und (90):

$$\vec{F}_{S2} \cdot \cos (\beta_{PF}) = v = \vec{F}_a - \vec{F}_{S1} \cdot \cos (\alpha_{PF} - \beta_{PF}) \quad (89)$$

$$\vec{F}_{S2} \cdot \sin(\beta_{PF}) = v = \vec{F}_{S1} \cdot \sin(\alpha_{PF} - \beta_{PF}) \quad (90)$$

(89) in (90) eingesetzt ergibt Gleichung (91):

$$\frac{\vec{F}_a - \vec{F}_{S1} \cdot \cos(\alpha_{PF} - \beta_{PF})}{\cos(\beta_{PF})} = \frac{\vec{F}_{S1} \cdot \sin(\alpha_{PF} - \beta_{PF})}{\sin(\beta_{PF})} \quad (91)$$

Durch einfache Umformung von (91) erhält man die Gleichungen (92- 94):

$$\vec{F}_{S1} = \frac{\vec{F}_a \cdot \sin(\beta_{PF})}{\cos(\alpha_{PF} - \beta_{PF}) \cdot \sin(\beta_{PF}) + \sin(\alpha_{PF} - \beta_{PF}) \cdot \cos(\beta_{PF})} \quad (92)$$

$$\vec{F}_{S2} = \frac{\vec{F}_a - \vec{F}_{S1} \cdot \sin(\beta_{PF})}{\cos(\beta_{PF})} \quad (93)$$

$$\vec{F}_a = \vec{F}_{S2} \cdot \cos(\beta_{PF}) + \vec{F}_{S1} \cdot \cos(\alpha_{PF} - \beta_{PF}) \quad (94)$$

Gleichung (84) in (94) eingesetzt ergibt:

$$\vec{F}_a = (\vec{F}_{Sh,PF} - \vec{F}_{S1} \cdot \frac{L_P}{L_{PF}}) \cdot \cos(\beta_{PF}) + \vec{F}_{S1} \cdot \cos(\alpha_{PF} - \beta_{PF}) \quad (95)$$

Es gilt ferner die Beziehung entsprechend Abbildung (106):

$$\vec{F}_1 \cdot \sin(\alpha_{PF} - \beta_{PF}) = u = \vec{F}_{S2} \cdot \sin(\beta_{PF}) \quad (96)$$

Gleichung (96) eingesetzt in (84) ergibt:

$$\vec{F}_{S1} = \frac{\vec{F}_{Sh,PF}}{\frac{\sin(\alpha_{PF} - \beta_{PF})}{\sin(\beta_{PF})} + \frac{L_{GW}}{L_{PF}}} \quad (97)$$

Woraus dann weit folgt:

$$\vec{F}_{S2} = \vec{F}_{Sh,PF} - \vec{F}_{S1} \cdot \frac{L_{GW}}{L_{PF}} \quad (98)$$

$$\vec{F}_a = \vec{F}_{S1} \cdot \cos(\alpha_{PF} - \beta_{PF}) + \vec{F}_{S2} \cdot \cos(\beta_{PF}) \quad (99)$$

Damit lässt sich nun die Scherkraft in der Gewebeprobe mit Gleichung (100) ermitteln:

$$\vec{F}_{Sh,GW} = \vec{F}_a \cdot \frac{\cos(\delta)}{\cos\left(\frac{\alpha_{GW}}{2}\right)} \quad (100)$$

$$\Delta\gamma = \alpha_{PF} - \alpha_{GW} \quad (101)$$

$\vec{F}_{Sh,PF}$  : Scherkraft am Schenkel des PF

- 
- $\alpha_{PF}$ : Scherwinkel des PF
- $\alpha_{GW}$ : Scherwinkel der Gewebeprobe
- $a$ : Abstand der Probenkante zum Gelenkpunkt PF
- $u, v$ : Hilfsgrößen zur Berechnung der Kräfte  $F_{S1}$  und  $F_{S2}$
- $X_1, Y_1, Y_2$ : Hilfsgrößen zur Berechnung des Winkels  $\delta$
- $\delta$ : Winkel zwischen Verbindungslinie der Probe zum Einspannpunkt im PF Schenkel (= Richtung der Kraft  $F_a$ ) und der Winkelhalbierenden des PF
- $\beta_{PF}$ : Winkel zwischen dem Schenkel des PF und der Verbindungslinie der Probe zum Einspannpunkt
- $\vec{F}_{S1}$ : Kraftanteil von  $F_a$  in Richtung des Schenkels 1
- $\vec{F}_{S2}$ : Kraftanteil von  $F_a$  in Richtung des Schenkels 2
- $\vec{F}_a$ : Zugkraft im Arm von der Gewebeprobe zum Schenkel des PF
- $\vec{F}_{Sh_{GW}}$ : Scherkraft an der Gewebeprobe
- $\Delta\gamma$ :: Scherwinkeldifferenz zwischen PF und der Gewebeprobe

#### Anhang 4: Berechnung der Querkraft bei der Biegung eines Faserbündels

Beim PFT ist die Probe kleiner ausgeführt als der Scherrahmen, um bei der Scherung einen Kontakt mit den Gelenkpunkten des PFT zu vermeiden. Die Faserbündel, die die Verbindung zwischen PF-Scherrahmen und der Scherprobe (Arme) darstellen (siehe Abbildung 36, Kapitel 5.4.1) erfahren beim PFT Längszugkräfte, Schrägzugkräfte und Querkraften. Quer zur Faserrichtung sind die Faserbündel biegeschlaff und können nur geringe Querkraften aufnehmen. Im Folgenden wird die Herleitung der Gleichung (25) im Detail beschrieben, mit der die Querkraft eines Faserbündels beim PFT in Abhängigkeit von den Scherwinkeln und Geometrie des PF überschlägig berechnet werden können.

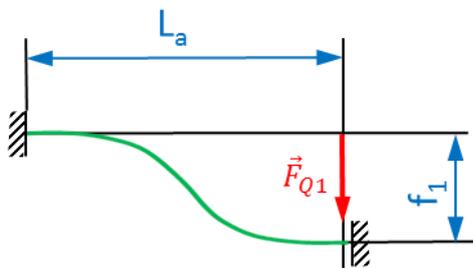


Abb. 107: Schematische Darstellung des Lastfall 1; einseitig fest eingespannter Träger; Gegenseite parallel verschiebbar

Die Gleichung zur Berechnung der Durchbiegung  $f_1$  für den Lastfall 1 lautet nach [79] :

$$f_1 = \frac{\vec{F}_Q \cdot L_a^3}{12 \cdot E \cdot J_{FB}} \quad (102)$$

wobei die geometrischen Beziehungen gelten:

$$L_a = \sqrt{X_1^2 + Y_2^2} \quad (103)$$

$$\Delta a_{GW} = L_a \cdot \cos(\beta_{PF}) \quad (104)$$

Das Trägheitsmoment eines Faserbündels entspricht der Summe der Trägheitsmomente einer Anzahl  $n_{Fi}$  Filamente mit dem Durchmesser  $D_{Fi}$ :

$$J_{FB} = n_{Fi} \cdot \frac{\pi \cdot D_{Fi}^4}{32} \quad (26)$$

Gleichung (102) umgestellt nach der Querkraft  $\vec{F}_Q$  lautet:

$$\vec{F}_Q = \frac{12 \cdot f_1 \cdot E \cdot J_{FB}}{L_a^3} \quad (105)$$

Lediglich die Einspannung am PF-Schenkel entspricht beim PFT der rechtwinkligen Einspannung entsprechend Lastfall 1. Auf der Seite des Gewebeprobe kann man

näherungsweise von einer Einspannung in Faserrichtung der um  $\gamma_{real}$  gesicherten Probe ausgehen. Die Winkelabweichung  $\varphi$  lässt sich berechnen mit:

$$\varphi = 90^\circ - \frac{\alpha_{PF}}{2} - \frac{\alpha_{GW}}{2} \quad (106)$$

Die Winkelabweichung  $\varphi$  kann über ein überlagertes Moment nach Lastfall 2 berücksichtigt werden.

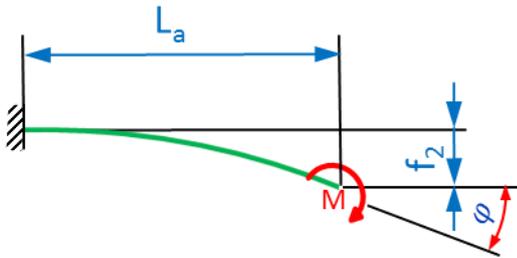


Abb. 108: Schematische Darstellung des Lastfall 2; einseitig fest eingespannter Träger; Gegenseite mit einem Moment beaufschlagt und um  $f_2$  und  $\varphi$  verformt

Die Winkelverformung in Abhängigkeit vom Moment nach [79] lautet:

$$\sin \varphi = \frac{M_\varphi \cdot L_a}{E \cdot J_{FB}} \quad (107)$$

Die Gleichung (108) umgeformt nach  $M_\varphi$  ergibt das erforderliche Moment mit dem die Winkelabweichung korrigiert werden kann:

$$M_\varphi = \sin \varphi \cdot \frac{E \cdot J_{FB}}{L_a} \quad (108)$$

Durch das Moment  $M_\varphi$  überlagert sich eine zusätzliche Querverformung  $f_2$  des Lastfalls 2, die sich nach [79] wie folgt berechnet:

$$f_2 = \frac{M_\varphi \cdot L_a^2}{2 \cdot E \cdot J_{FB}} \quad (109)$$

Gleichung (109) und (110) integriert ergibt:

$$f_2 = \sin \varphi \cdot \frac{L_a}{2} \quad (110)$$

Über eine Superposition der beiden Lastfälle 1 und 2 kann die resultierende Querkraft eines Faserbündels berechnet werden.

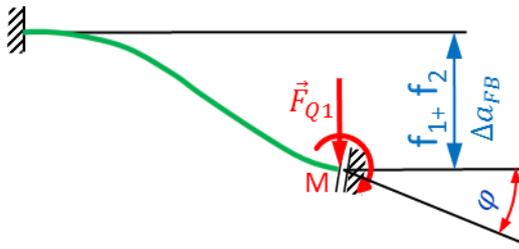


Abb. 109: Superposition der Lastfälle 1 und 2

Für die Superposition der beiden Lastfälle 1 und 2 muss gelten:

$$\Delta a_{FB} = f_1 - f_2 \quad (111)$$

umgestellt nach  $f_1$  ergibt sich aus (112):

$$f_1 = \Delta a_{FB} + f_2 \quad (112)$$

Aus Gleichung (106) wird durch die Substitution von  $f_1$  durch (111) und (112) die folgende Gleichung zur Berechnung der Querkraft eines Faserbündels :

$$\vec{F}_Q = \frac{12 \cdot E \cdot J_{FB}}{L_a^3} \cdot (\Delta a_{FB} - f_2) = \frac{12 \cdot E \cdot J_{FB}}{L_a^3} \cdot \left[ \Delta a_{FB} - \sin(\varphi) \cdot \frac{L_a}{2} \right] \quad (25)$$

$L_a$  : Länge der überstehenden Faserbündel (Arme)

$f_1/f_2$  : Querverformung der Faserbündel entsprechend Lastfall 1/ 2

$\varphi$  : Winkelabweichung zwischen Einspannung im PF und der Probe

$\vec{F}_L$  : Längskraft in Faserrichtung der Probe übertragen werden

$\vec{F}_Q$  : Querkraft die über die überstehenden Faserbündel übertragen wird

$\vec{F}_{SZ}$  : Schrägzugskraft in einem Winkel abweichend von der Faserrichtung der Probe

$M_\varphi$  : Moment zum Ausgleich der Winkelabweichung  $\varphi$

$J_{FB}$  : Trägheitsmoment eines Faserbündels

$D_{Fi}$  : Durchmesser eines Filaments

$n_{Fi}$  : Anzahl Filamente pro Faserbündel

$\Delta a_{FB}$  : Querversatz des Faserbündels senkrecht zum PF-Schenkel

## Anhang 5: Gleichungen zur Berechnung der Reibungskoeffizienten

Aus den Messergebnissen in Kapitel 6 lassen sich Berechnungsgleichungen ableiten, mit denen die Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit der Parameter Normaldruck und Reibgeschwindigkeit in den verschiedenen Kategorien berechnet werden können. Die Kategorien sind visko-elastische Reibung, Mischreibung und Festkörperreibung.

### 1. Visko-elastische Reibung mit bebindertem Gewebe an den Druckplatten

$$\mu = 2 \cdot \sqrt{\frac{\eta \cdot (v_o)^n}{L_{VR} \cdot p_N}} \quad (32) \quad \text{mit } n = 1/3 \quad \text{und} \quad L_{VR} = 0,78 \text{ mm}$$

Gültigkeitsbereich:

$$10 \leq v_o \leq 600 \text{ mm/min} \quad \text{bei } p_N = 10 \text{ kPa} \text{ und } 8 \cdot 10^3 \leq \eta \leq 1,25 \cdot 10^4 \text{ Pa}\cdot\text{s}$$

$$10 \leq p_N \leq 30 \text{ kPa} \quad \text{bei } \eta = 1,25 \cdot 10^4 \text{ Pa}\cdot\text{s} \quad \text{und} \quad v_o = 20 \text{ mm/min}$$

Alternativ:

$$\mu = \frac{1}{5} \cdot \sqrt{\frac{\eta \cdot (v_o)^n}{L_{VR} \cdot (p_N)^{0,5}}} \quad (33) \quad \text{mit } n = 0,367 \quad \text{und} \quad L_{VR} = 0,78 \text{ mm}$$

Gültigkeitsbereich:

$$10 \leq v_o \leq 600 \text{ mm/min} \quad \text{bei } p_N = 10 \text{ kPa} \text{ und } 8 \cdot 10^3 \leq \eta \leq 1,25 \cdot 10^4 \text{ Pa}\cdot\text{s}$$

$$10 \leq p_N \leq 30 \text{ kPa} \quad \text{bei } \eta = 8 \cdot 10^3 \text{ Pa}\cdot\text{s} \quad \text{und} \quad v_o = 20 \text{ mm/min}$$

### 2. Mischreibung von unbedindertem Gewebe an den Druckplatten

$$\mu = 2 \cdot \sqrt{\frac{\eta \cdot (v_o)^n}{L_{VR} \cdot (4000 \cdot p_N)^{0,5}}} \quad (113) \quad \text{mit } n = 0,13 \quad \text{und} \quad L_{VR} = 0,425 \text{ mm}$$

Gültigkeitsbereich:

$$10 \leq p_N \leq 30 \text{ kPa} \quad \text{bei } 730 \text{ Pa}\cdot\text{s} \leq \eta \leq 1015 \text{ Pa}\cdot\text{s} \quad \text{und} \quad v_o = 20 \text{ mm/min}$$

$$\text{Viskosität bei } 20^\circ \text{ C:} \quad \eta_{20^\circ \text{C}} = 1015 \text{ Pa}\cdot\text{s} \quad (\text{empirisch ermittelt})$$

$$\text{Viskosität bei } 120^\circ \text{ C} \quad \eta_{120^\circ \text{C}} = 910 \text{ Pa}\cdot\text{s} \quad (\text{empirisch ermittelt})$$

Viskosität bei 140°  $\eta_{140^{\circ}C} = 730 \text{ Pa} \cdot \text{s}$  (empirisch ermittelt)

3. Festkörperreibung von bebindertem Gewebe an den Druckplatten bei Raumtemperatur

$$\mu = 0,074 \cdot p_N^{\frac{160}{p_N}} \cdot \left(\frac{v_0}{100}\right)^{0,08} \quad (114)$$

Gültigkeitsbereich:

$$10 \leq v_0 \leq 600 \text{ mm/min} \quad \text{und} \quad 10 \leq p_N \leq 30 \text{ kPa}$$

4. Mischreibung von Gewebe mit Binder an Gewebe ohne Binder

$$\mu = 2 \cdot \sqrt{\frac{\eta \cdot (v_0)^n}{L_{VR} \cdot p_N}} \quad (32) \quad \text{mit } n = 1/3 \quad \text{und} \quad L_{VR} = 0,5 \text{ mm}$$

Gültigkeitsbereich:

$$10 \leq p_N \leq 30 \text{ kPa} \quad \text{bei} \quad 8 \cdot 10^3 \text{ Pa} \cdot \text{s} \leq \eta \leq 1,25 \cdot 10^4 \text{ Pa} \cdot \text{s} \quad \text{und} \quad v_0 = 20 \text{ mm/min}$$

5. Mischreibung von Gewebe ohne Binder an Gewebe ohne Binder

$$\mu = 2 \cdot \sqrt{\frac{\eta \cdot (v_0)^n}{L_{VR} \cdot (4200 \cdot p_N)^{0,5}}} \quad (115) \quad \text{mit } n = 0,13 \quad \text{und} \quad L_{VR} = 0,315 \text{ mm}$$

Gültigkeitsbereich:

$$10 \leq p_N \leq 30 \text{ kPa} \quad \text{bei} \quad 730 \text{ Pa} \cdot \text{s} \leq \eta \leq 1015 \text{ Pa} \cdot \text{s} \quad \text{und} \quad v_0 = 20 \text{ mm/min}$$

Viskosität bei 20° C:  $\eta_{20^{\circ}C} = 1015 \text{ Pa} \cdot \text{s}$  (empirisch ermittelt)

Viskosität bei 120° C  $\eta_{120^{\circ}C} = 910 \text{ Pa} \cdot \text{s}$  (empirisch ermittelt)

Viskosität bei 140°  $\eta_{140^{\circ}C} = 730 \text{ Pa} \cdot \text{s}$  (empirisch ermittelt)

6. Festkörperreibung von Gewebe mit Binder an Gewebe ohne Binder bei Raumtemperatur

$$\mu = \frac{0,371}{20000} \cdot (p_N - 10000) \quad (116)$$

Gültigkeitsbereich:  $10 \leq p_N \leq 30 \text{ kPa}$  bei  $v_0 = 20 \text{ mm/min}$

In den folgenden Tabellen 8, 9 und 10 sind die Reibungskoeffizienten aufgelistet, die für die Simulationen der Schercharakterisierung in Kapitel 8 verwendet wurden.

Tabelle 11: Reibungskoeffizienten  $\mu_1$ ,  $\mu_2$  und  $\mu_3$  die für die Simulation des Anfangsverhaltens

Benennung	Reibkoeffizient	Normaldruck $p_N$ - [kPa]	Temperatur T - [C°]	Reibpartner	Reibgeschwindig. v - [mm/min]	Anmerkung
<b>Im Anfangshaftbereich</b>						
$\mu_{1\_T20/p10\_Haftmax}$	0,609	10	20	Alu/GWmB + Glas/GWmB	12,7	Empirisch ermittelt
$\mu_{1\_T20/p30\_Haftmax}$	0,6	30	20	Alu/GWmB + Glas/GWmB	12,7	Empirisch ermittelt
$\mu_{1\_T20/p60\_Haftmax}$	0,585	60	20	Alu/GWmB + Glas/GWmB	12,7	Empirisch ermittelt
$\mu_{2\_T20/p10/GWob-GWob}$	0,146	10	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T20/p30/GWob-GWob}$	0,138	30	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T20/p60/GWob-GWob}$	0,134	60	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T20/p10/GWmB-GWob}$	0,406	10	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T20/p30/GWmB-GWob}$	0,371	30	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T20/p60/GWmB-GWob}$	0,319	60	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{1\_T140/p10\_Haftmax}$	0,883	10	140	Alu/GWmB + Glas/GWmB	12,7	Empirisch ermittelt
$\mu_{1\_T140\_p30\_Haftmax}$	0,71	30	140	Alu/GWmB + Glas/GWmB	12,7	Empirisch ermittelt
$\mu_{1\_T140\_p60\_Haftmax}$	0,619	60	140	Alu/GWmB + Glas/GWmB	12,7	Empirisch ermittelt
$\mu_{2\_T140/p10/GWob-GWob}$	0,124	10	140	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T140/p30/GWob-GWob}$	0,117	30	140	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T140/p60/GWob-GWob}$	0,113	60	140	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T140/p10/GWmB-GWob}$	0,347	10	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T140/p30/GWmB-GWob}$	0,2	30	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T140/p60/GWmB-GWob}$	0,142	60	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	

Tabelle 12: Reibungskoeffizienten  $\mu_1$ ,  $\mu_2$  und  $\mu_3$  die für die Simulation im Plateau-Bereich

Benennung	Reibkoeffizient	Normaldruck $p_N$ - [kPa]	Temperatur T - [C°]	Reibpartner	Reibgeschwindig. v - [mm/min]	Anmerkung
<b>Im Plateau Bereich</b>						
$\mu_{1\_T20/p10/Al-GWmB}$	0,077	10	20	Alu/GW mit Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p20/Al-GWmB}$	0,07	30	20	Alu/GW mit Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p60/Al-GWmB}$	0,069	60	20	Alu/GW mit Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p10/Al-GWob}$	0,153	10	20	Alu/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p30/Al-GWob}$	0,145	30	20	Alu/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p60/Al-GWob}$	0,14	60	20	Alu/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p10/Glas-GWob}$	1,44	10	20	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p30/Glas-GWob}$	0,136	30	20	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p60/Glas-GWob}$	0,132	60	20	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{2\_T20/p10/GWob-GWob}$	0,146	10	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T20/p30/GWob-GWob}$	0,138	30	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T20/p60/GWob-GWob}$	0,134	60	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T20/p10/GWmB-GWob}$	0,406	10	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T20/p30/GWmB-GWob}$	0,371	30	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T20/p60/GWmB-GWob}$	0,319	60	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{1\_T140/p10/Al-GWmB}$	0,42	10	140	Alu/GW mit Binder	12,7	Gleichung (33)
$\mu_{1\_T140/p20/Al-GWmB}$	0,319	30	140	Alu/GW mit Binder	12,7	Gleichung (33)
$\mu_{1\_T140/p60/Al-GWmB}$	0,268	60	140	Alu/GW mit Binder	12,7	Gleichung (33)
$\mu_{1\_T140/p10/Glas-GWob}$	0,122	10	140	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T140/p30/Glas-GWob}$	0,115	30	140	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T140/p60/Glas-GWob}$	0,112	60	140	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{2\_T140/p10/GWob-GWob}$	0,124	10	140	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T140/p30/GWob-GWob}$	0,117	30	140	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T140/p60/GWob-GWob}$	0,113	60	140	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T140/p10/GWmB-GWob}$	0,347	10	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T140/p30/GWmB-GWob}$	0,2	30	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T140/p60/GWmB-GWob}$	0,142	60	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	

Tabelle 13: Reibungskoeffizienten  $\mu_1$ ,  $\mu_2$  und  $\mu_3$  die für die Simulation im Scherversteifungsbereich

Benennung	Reibkoeffizient	Normaldruck $p_N$ - [kPa]	Temperatur T - [C°]	Reibpartner	Reibgeschwindig. v - [mm/min]	Anmerkung
<b>Im Scherversteifungsbereich</b>						
$\mu_{1\_T20/p10/Al-GWmB}$	0,077	10	20	Alu/GW mit Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p20/Al-GWmB}$	0,07	30	20	Alu/GW mit Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p60/Al-GWmB}$	0,069	60	20	Alu/GW mit Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p10/Al-GWoB}$	0,153	10	20	Alu/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p30/Al-GWoB}$	0,145	30	20	Alu/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p60/Al-GWoB}$	0,14	60	20	Alu/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p10/Glas-GWoB}$	1,44	10	20	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p30/Glas-GWoB}$	0,136	30	20	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T20/p60/Glas-GWoB}$	0,132	60	20	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{2\_T20/p10/GWoB-GWoB\_Lock}$	0,406	10	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	$\mu_3$ -Werte mit Binder
$\mu_{2\_T20/p30/GWoB-GWoB\_Lock}$	0,371	30	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	$\mu_3$ -Werte mit Binder
$\mu_{2\_T20/p60/GWoB-GWoB\_Lock}$	0,319	60	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	$\mu_3$ -Werte mit Binder
$\mu_{3\_T20/p10/GWmB-GWoB}$	0,406	10	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T20/p30/GWmB-GWoB}$	0,371	30	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T20/p60/GWmB-GWoB}$	0,319	60	20	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{1\_T140/p10/Al-GWmB}$	0,42	10	140	Alu/GW mit Binder	12,7	Gleichung (33)
$\mu_{1\_T140/p20/Al-GWmB}$	0,319	30	140	Alu/GW mit Binder	12,7	Gleichung (33)
$\mu_{1\_T140/p60/Al-GWmB}$	0,268	60	140	Alu/GW mit Binder	12,7	Gleichung (33)
$\mu_{1\_T140/p10/Glas-GWoB}$	0,122	10	140	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T140/p30/Glas-GWoB}$	0,115	30	140	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{1\_T140/p60/Glas-GWoB}$	0,112	60	140	Glas/GW ohne Binder	12,7	
$\mu_{2\_T140/p10/GWoB-GWoB\_Lock}$	0,124	10	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T140/p30/GWoB-GWoB\_Lock}$	0,117	30	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{2\_T140/p60/GWoB-GWoB\_Lock}$	0,113	60	20	GW ohne Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T140/p10/GWmB-GWoB}$	0,347	10	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T140/p30/GWmB-GWoB}$	0,2	30	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	
$\mu_{3\_T140/p60/GWmB-GWoB}$	0,142	60	140	GW mit Binder/GW ohne Binder	1,44	

## Anhang 6: Berechnung des theoretischen Übersetzungsverhältnisse $k_2/ k_3$

$$k_{2/3} = \frac{d_W}{4 \cdot \cos\left(\frac{90^\circ - \gamma}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{90^\circ - \gamma}{2}\right) L_{GW}} \quad (41)$$

Annahmen:

- Der intralaminare Scherwiderstand wird alleine durch die rotatorische Reibung an den Kreuzungspunkten des Gewebes erzeugt
- Der Wirkdurchmesser eines Kreuzungspunktes wird als resultierender Durchmesser zur Erzeugung des intralaminaren Schermoment  $M_S$  verwendet.
- Das Schermoment eines Kreuzungspunktes ist abhängig von der Normalkraft und dem Reibungskoeffizienten

Die in den PFT eingebrachte externe Arbeit zur Überwindung der intralaminaren Reibung lautet:

$$dW_{extern} = \vec{F}_{Z,Intra}(s) \cdot ds \quad (117)$$

Die Abhängigkeit zwischen  $\vec{F}_Z$  und  $\vec{F}_{Sh,GW}$  lautet nach (8):

$$\vec{F}_{Sh} = \frac{\vec{F}_Z}{2 \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \cdot \frac{L_{PF}}{L_{GW}} \quad (8)$$

Bezogen auf den intralaminaren Anteil der Scherkraft angepasst folgt:

$$\vec{F}_{Intra} = \frac{\vec{F}_{Z,Intra}}{2 \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \cdot \frac{L_{PF}}{L_{GW}} \quad (118)$$

Damit wird aus (119):

$$dW_{extern} = 2 \cdot \vec{F}_{Intra} \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \frac{L_{GW}}{L_{PF}} ds \quad (119)$$

Der intralaminare Scherwiderstand erfordert die folgende Arbeit [79]:

$$dW_{Intra} = n_{KP} \cdot M_S \cdot d\alpha \quad (120)$$

Das Reibmoment  $M_S$  pro Kreuzungspunkt berechnet sich wie folgt (siehe Abb. 64):

$$M_S = \vec{F}_{N,KP} \cdot \mu_2 \cdot \frac{D_W}{2} \quad (121)$$

Aus (122) und (123) ergibt hiermit:

$$dW_{Intra} = n_{KP} \cdot \vec{F}_{N,KP} \cdot \mu_2 \cdot \frac{D_W}{2} d\alpha \quad (122)$$

Das Übersetzungsverhältnis  $k_2$  ist wie folgt definiert:

$$k_2 = \frac{\vec{F}_{Intra}}{\vec{F}_N \cdot \mu_2} = \frac{\vec{F}_{Intra}}{n_{KP} \cdot \vec{F}_{N,KP} \cdot \mu_2} \quad (123)$$

Nach dem Energieerhaltungssatz muss gelten:

$$dW_{extern} = dW_{Intra} \quad (124)$$

und damit kann (121) und (124) gleichgesetzt werden, wodurch man Gleichung (126) erhält.

$$2 \cdot \vec{F}_{Intra} \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \frac{L_{GW}}{L_{PF}} ds = n_{KP} \cdot \vec{F}_{N,KP} \cdot \mu_2 \cdot \frac{D_W}{2} d\alpha \quad (125)$$

$\vec{F}_{Intra}$  substituiert mit Gleichung (125) ergibt:

$$2 \cdot k_2 \cdot n_{KP} \cdot \vec{F}_{N,KP} \cdot \mu_2 \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \frac{L_{GW}}{L_{PF}} ds = n_{KP} \cdot \vec{F}_{N,KP} \cdot \mu_2 \cdot \frac{D_W}{2} d\alpha \quad (126)$$

Umgeformt nach  $k_2$  folgt:

$$k_2 = \frac{n_{KP} \cdot \vec{F}_{N,KP} \cdot \mu_2 \cdot \frac{D_W}{2}}{2 \cdot n_{KP} \cdot \vec{F}_{N,KP} \cdot \mu_2 \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \frac{L_{GW}}{L_{PF}}} \cdot \frac{d\alpha}{ds} \quad (127)$$

Vereinfacht:

$$k_2 = \frac{D_W \cdot L_{PF}}{4 \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot L_{GW}} \cdot \frac{d\alpha}{ds} \quad (128)$$

Zwischen dem Zugweg  $s$  und dem Winkel  $\alpha$  besteht die Beziehung nach Gleichung (7):

$$\alpha = 2 \cdot \arccos\left(\frac{\sqrt{2} \cdot L_{PF} + s}{2 \cdot L_{PF}}\right) \quad (7)$$

Umgestellt folgt daraus:

$$s = \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) - \frac{\sqrt{2}}{2}\right] \cdot 2 \cdot L_{PF} \quad (129)$$

Aus (130) kann man die Differenzgleichung aufstellen:

$$\frac{\Delta\alpha}{\Delta s} = \frac{\alpha_1 - \alpha_2}{\left[\cos\left(\frac{\alpha_1}{2}\right) - \cos\left(\frac{\alpha_2}{2}\right)\right] \cdot L_{PF}} \quad (130)$$

Differenziert ergibt sich aus (132) die folgende Gleichung:

$$\frac{d\alpha}{ds} = \frac{1}{\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot L_{PF}} \quad (131)$$

(133) in (129) ergibt dann die Gleichung zur Berechnung von  $k_2$  in Abhängigkeit von  $\alpha$ :

$$k_2 = \frac{d_W}{4 \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) L_{GW}} \quad (41)$$