

Jasmin Graef

**Entwicklung einer Methode
zur Formsimulation
faserverstärkter Thermoplaste**

Jasmin Graef
Entwicklung einer Methode
zur Formsimulation
faserverstärkter Thermoplaste

Forschungsberichte des Lehrstuhls für Umformtechnik

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Bernd Engel (Hrsg.)

BAND 16

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

Impressum

Druck und Bindung:
UniPrint, Universität Siegen

Gedruckt auf alterungsbeständigem holz- und säurefreiem Papier

Siegen 2023: *universi* – Universitätsverlag Siegen
www.universi.uni-siegen.de

ISBN 978-3-96182-161-7

ISSN 2191-0030

doi.org/10.25819/ubsi/10425

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



Entwicklung einer Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors
der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von

Jasmin Graef, M. Eng.

eingereicht bei der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät
der Universität Siegen

Siegen 2022

Betreuer und erster Gutachter

Prof. Dr.-Ing. Bernd Engel
Universität Siegen

Zweiter Gutachter

Prof. Dr.-Ing. Xiangfan Fang
Universität Siegen

Tag der mündlichen Prüfung

16. März 2023

Vorwort

Diese Arbeit basiert auf Untersuchungen, die ich während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl für Umformtechnik (UTS) der Universität Siegen durchgeführt habe.

Mein besonderer Dank gilt meinem Betreuer und ersten Gutachter Prof. Dr.-Ing. Bernd Engel, der mich 2011 an seinem Lehrstuhl einstellte, wodurch ich im Anschluss an mein Studium im Bereich Automotive und Produktentwicklung mein Interesse und meine Kenntnisse der FEM-Simulation weiter vertiefen konnte. Ich bedanke mich sehr für den Freiraum bei den wissenschaftlichen Untersuchungen und die Unterstützung bei der Erreichung beruflicher und privater Ziele.

Weiterer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Xiangfan Fang für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Zweitgutachtens.

Ich danke dem gesamten Team des UTS für die Unterstützung und den konstruktiven Austausch bei der Umsetzung meiner Arbeit und das familiäre Miteinander.

Abschließend danke ich meiner Familie und insbesondere meinem Mann Sebastian, der mich während der gesamten Zeit maßgeblich unterstützt hat, um Freiräume zu finden, diese Arbeit fertig stellen zu können.

Lüdenscheid, im August 2023

Jasmin Graef

Kurzfassung

Bauteile aus gewebeverstärkten Thermoplasten werden für den Leichtbau im Automobilbereich eingesetzt. Nach Erwärmung oberhalb des Schmelzbereichs lassen sich diese mit Thermoformverfahren zu Bauteilen formen. Die mechanischen Eigenschaften werden durch die nach dem Formprozess im Bauteil vorliegenden Faserwinkel im Verstärkungsgewebe sowie auftretender Falten beeinflusst. Somit liegt ein großes Interesse in der Entwicklung und Verbesserung von Simulationsmethoden zur Vorhersage der Faserwinkel und Faltenbildung. Die vorliegende Arbeit fokussiert sich auf die Entwicklung eines FE-Modells zur Abbildung des Formverhaltens von gewebeverstärkten Polyamiden und Polypropylenen mit ABAQUS/EXPLICIT und der Materialversuche zur Charakterisierung der Scher-, Zug-, Druck- und Biegesteifigkeiten bei Formtemperatur in einer Wärmekammer, für die es bisher keine Standardisierung gibt. Zur Validierung des Modells werden Formversuche eines DoubleDome Demonstrators an einer Presse durchgeführt und die Ausprägung der Faserwinkel und Falten des fertigen Bauteils quantifiziert. Dies umfasst die Entwicklung eines Programms zur Ermittlung der Faserwinkel von Bauteilen und Proben der Materialversuche. Anhand von Sensitivitätsanalysen des FEM-Modells werden der Einfluss der einzelnen Eingabeparameter der Materialkarten sowie deren Wechselwirkungen untersucht. Auf dieser Grundlage wird eine ganzheitliche Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste entwickelt. Dies umfasst die Kennwertermittlung und deren Implementierung ins FE-Modell bis hin zur Simulation der Bauteilformung. Die Methode wird anhand der Simulation eines Bumperquerträgers validiert.

Schlagnworte: Gewebeverstärkte Thermoplaste, Einheitszelle, Materialcharakterisierung, Faltenbildung, Scherwinkel, Faserwinkel, Thermoformen, FEM-Simulation.

Abstract

Fabric-reinforced thermoplastics are used for lightweight parts within automotive components. They can be formed using thermoforming processes after heating above the melting temperature of the thermoplastics. The fiber angles and the wrinkling of the final parts influence the mechanical properties. Thus, there is a great interest in the development and improvement of simulation methods for the prediction of fiber angles and wrinkling.

The present work focuses on the development of an FE model to represent the forming behavior of fabric-reinforced polyamides and polypropylene with ABAQUS/EXPLICIT and the implementation of material tests for the shear, tensile, compressive and bending stiffnesses at forming temperature within a heating chamber. Currently, there is no standardization for the material tests. To validate the model, forming tests of a double dome demonstrator are carried out on a press and the fiber angles and wrinkling of the final parts are measured. This includes the development of a program to determine the fiber angles of the components and samples of the material tests. The influence of the individual input parameters of the material cards and their interactions are examined using sensitivity analyzes of the FE model. On this basis, a holistic method for the forming simulation of fiber-reinforced thermoplastics is being developed. The method includes the determination of material parameters and their implementation into the FE model up to the forming simulation of the component. Finally, the method will be validated within the simulation of a bumper cross member.

Keywords: Fabric-reinforced thermoplastics, unit cell, material tests, wrinkle formation, shear angles, fiber angles, thermoforming process, FEM analysis.

Inhaltsverzeichnis

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | Einleitung..... | 1 |
| 2 | Stand der Technik..... | 3 |
| 2.1 | Faserverstärkte Thermoplaste..... | 3 |
| 2.1.1 | Formen faserverstärkter Thermoplaste | 5 |
| 2.1.2 | Formmechanismen und Defekte | 5 |
| 2.2 | Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste..... | 6 |
| 2.2.1 | Materialkarten | 8 |
| 2.2.2 | Semi-diskrete Modellbildung..... | 10 |
| 2.2.3 | Benchmark Simulation DoubleDome | 13 |
| 2.2.4 | Vergleich Experiment und Simulation..... | 16 |
| 2.3 | Charakterisierung von faserverstärkten Thermoplasten..... | 17 |
| 2.3.1 | Biegeversuche | 17 |
| 2.3.2 | Scherversuche | 19 |
| 2.3.3 | Reibtest – Tool-ply / ply-ply | 25 |
| 2.4 | Schlussfolgerungen aus dem Stand der Forschung | 27 |
| 3 | Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise..... | 29 |
| 4 | Materialversuche | 32 |
| 4.1 | Halbzeuge..... | 32 |
| 4.1.1 | Entwicklung einer Methode zur Vermessung der Faserwinkel und Scherwinkel | 37 |
| 4.2 | Wärmekammer | 38 |
| 4.3 | Scherversuche..... | 40 |
| 4.3.1 | Picture-Frame-Test (Scherrahmenversuch) | 40 |
| 4.3.2 | Bias-Extension-Test | 46 |
| 4.4 | Biegeversuche | 62 |
| 4.4.1 | Horizontaltest | 62 |
| 4.4.2 | Cantilever-Bending-Test | 64 |
| 4.4.3 | Vertikaltest mit Gewicht | 67 |
| 4.4.4 | Vertikaltest Druck | 70 |
| 4.4.5 | Fazit der Biegeversuche | 72 |
| 4.5 | Reibversuche | 73 |

| | | |
|-----------|--|------------|
| 4.5.1 | Tool/Ply..... | 73 |
| 4.5.2 | Ply/Ply..... | 79 |
| 4.6 | Zugversuche | 83 |
| 4.7 | Zusammenfassung der Startwerte für Simulation | 84 |
| 5 | Entwicklung Simulationsmodell..... | 85 |
| 5.1 | Aufbau FE-Modell | 86 |
| 5.2 | Validierung Materialversuche | 89 |
| 5.2.1 | Picture-Frame-Test..... | 89 |
| 5.2.2 | Bias-Extension-Test | 90 |
| 5.2.3 | Zugversuch..... | 92 |
| 5.2.4 | Biegeversuch (<i>Cantilever-Bending-Test</i>)..... | 93 |
| 5.2.5 | Vertikaltest Druck | 96 |
| 5.2.6 | Horizontaler Biegeversuch..... | 96 |
| 5.3 | Sensitivitätsanalyse Materialversuche..... | 98 |
| 6 | Formversuche DoubleDome und Bumperquerträger | 102 |
| 6.1 | Werkzeugentwicklung und Formprozess am Beispiel DoubleDome..... | 103 |
| 6.1.1 | Erwärmungsversuche | 104 |
| 6.2 | Auswertung Faltenbildung DoubleDome..... | 106 |
| 6.3 | Auswertung der Faserorientierung | 108 |
| 6.3.1 | DoubleDome | 112 |
| 6.3.2 | Bumperquerträger | 114 |
| 7 | Validierung der Methode | 116 |
| 7.1 | Formsimulation DoubleDome | 117 |
| 7.1.1 | Einfluss der Probengröße und Proportion beim Bias-Extension-Test | 119 |
| 7.1.2 | Sensitivitätsanalyse | 126 |
| 7.2 | Definition der Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste..... | 129 |
| 7.3 | Validierung der Methode anhand des Bumperquerträgers..... | 131 |
| 8 | Zusammenfassung und Ausblick..... | 134 |
| 9 | Literaturverzeichnis | 137 |
| 10 | Betreute studentische Arbeiten | 146 |

11 Normen und Richtlinien..... 147

Nomenklatur

Nachfolgend sind die wichtigsten, in dieser Arbeit vorkommenden Schreibweisen, Abkürzungen und Formelzeichen zusammengestellt. Weitere Bezeichnungen bzw. Abweichungen von dieser Aufstellung werden im Text erläutert.

Schreibweisen

MAX MUSTERMANN GMBH

Personen-, Firmen-, Programm-, Maschinen- und Verbandsnamen werden im Text durch Kapitälchen hervorgehoben.

Namen

Die kursive Schriftform kennzeichnet die jeweiligen Namen, von beispielsweise Programmroutinen oder Prozessschritten. Weiterhin werden englische Begriffe dadurch hervorgehoben.

MUSTERMANN (1993)

Quellenverweise erfolgen durch die Angabe des Nachnamens des erstgenannten Autors bzw. Herausgebers in Großbuchstaben gefolgt von der Angabe des Erscheinungsjahrs in runden Klammern. Gibt es mehrere Bücher des gleichen Autors in einem Jahr wird ein freigewähltes Suffix hinzugefügt. Die Mitarbeit weiterer Autoren wird durch den Zusatz „et al.“ Ausgedrückt. Sind nur zwei Autoren beteiligt, werden diese mit dem Zeichen „&“ getrennt. Sind die Autoren/Herausgeber namentlich unbekannt, steht die veröffentlichte Körperschaft oder Zeitschrift als Ersatz. Unbekannte Autoren werden entweder durch "N. N.", oder sofern vorhanden durch die publizierende Trägerschaft kenntlich gemacht.

A_B bzw. A_B

Für die Kennzeichnung von Variablen, welche im Fließtext und in Gleichungen verwendet werden, wird

auf das Grundzeichen, bspw. „AC“, die kursive Schriftform angewendet. In Anlehnung an DIN 1304-1 werden die Indizes geradestehend ausgeführt, wenn sie zur Beschreibung des Grundzeichens beitragen. Werden die Indizes hingegen als Laufvariable verwendet, wird ebenfalls die kursive Schriftform eingesetzt. Dies ist der Fall, wenn bspw. durch die Laufvariable auf einen konkreten Eintrag verwiesen wird. Sind mehrere Indizes vorhanden erfolgt die Trennung durch ein Komma.

A bzw. *a*

Die Kennzeichnung von Matrizen und Vektoren erfolgt im Fließtext durch die kursive und fette Schriftform. Für Matrizen werden Großbuchstaben „*A*“ verwendet. Vektoren werden hingegen durch Kleinbuchstaben „*a*“ dargestellt.

[G 1]

Gleichungen werden mit „G“ gefolgt von der alphanummerischen aufsteigenden Nummerierung angegeben.

Symbolverzeichnis

Lateinische Buchstaben

| <u>Zeichen</u> | <u>Einheit</u> | <u>Bezeichnung</u> |
|----------------|---|--|
| A_p | $[\text{mm}^2]$ | Kontaktfläche |
| B | $[\text{N} * \text{mm}^2]$ | Biegesteifigkeit |
| d | $[\text{mm}]$ | Weg |
| E | $\left[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \right]$ | Elastizitätsmodul |
| f | $[\text{mm}]$ | Durchbiegung |
| F | $[\text{N}]$ | wirkende Kraftkomponente |
| F_N | $[\text{N}]$ | Normalkraft |
| F_1 | $\left[\frac{\text{N}}{\text{mm}} \right]$ | Längengewichtskraft |
| F_R | $[\text{N}]$ | Reibkraft |
| F_s | $[\text{N}]$ | Scherkraft |
| g | $\left[\frac{\text{mm}}{\text{s}^2} \right]$ | Erdbeschleunigung |
| H | $[\text{mm}]$ | Probenhöhe |
| H_e | $[\text{mm}]$ | Hersey-Zahl |
| I | $[\text{mm}^4]$ | Flächenträgheitsmoment |
| l | $[\text{mm}]$ | Probenlänge beim Cantilever-Bending-Test |
| L_0 | $[\text{mm}]$ | Seitenlänge Scherzone A beim BET oder PFT |
| $l_{\ddot{u}}$ | $[\text{mm}]$ | Überhanglänge beim Cantilever-Bending-Test |

| | | |
|-------------|---|--------------------|
| m | [t] | Masse |
| p_N | [MPa] | Normaldruck |
| t | [mm] | Probendicke |
| T | [°C] | Temperatur |
| T_{Probe} | [°C] | Probentemperatur |
| T_{WZ} | [°C] | Werkzeugtemperatur |
| s | [mm] | Faserschlupf |
| v | $\left[\frac{\text{mm}}{\text{s}}\right]$ | Geschwindigkeit |
| W | [mm] | Probenbreite |

Griechische Buchstaben

| <u>Zeichen</u> | <u>Einheit</u> | <u>Bezeichnung</u> |
|------------------|----------------|--------------------------------|
| α | [°] | Faserwinkel |
| α^0 | [°] | Faserwinkel vor Versuchsbeginn |
| β | [°] | Schließwinkel Scherrahmen |
| μ | [-] | Reibungskoeffizient |
| τ_{12} | [MPa] | Scherspannung |
| ν | [MPa*s] | Viskosität |
| φ | [°] | Scherwinkel |
| φ_{krit} | [°] | kritischer Scherwinkel |

Abkürzungsverzeichnis

| <u>Zeichen</u> | <u>Bezeichnung</u> |
|----------------|-------------------------------|
| BET | Bias Extension Test |
| Chck | Checkerboard |
| DIC | Digital Image Correlation |
| FEM | Finite Elemente Methode |
| FG | Filamentgewebe |
| FE-Simulation | Finite Elemente Simulation |
| FVT | Faserverstärkte Thermoplaste |
| GVT | Gewebeverstärkte Thermoplaste |
| LW | Leinwandgewebe |
| P2P | Pin to Pin |
| PA | Polyamid |
| PFT | Picture-Frame-Test |
| PP | Polypropylen |
| RG | Rovinggewebe |
| RT | Raumtemperatur |
| UD | Unidirektional |
| UTS | Lehrstuhl für Umformtechnik |

1 Einleitung

Faserverstärkte Thermoplaste (FVT) sind ein Werkstoffverbund aus Kurz-, Lang- oder Endlosfasern, die in eine Matrix aus thermoplastischem Kunststoff eingebettet sind. Endlosfasern werden vor dem Einbetten zu textilen Halbzeugen in Form von Vliesen, Gelegen oder Geweben weiterverarbeitet.

Bauteile aus gewebeverstärkten Thermoplasten (GVT) werden für den Leichtbau im Automobilbereich oder in der Luftfahrt eingesetzt.

Zur Herstellung von Bauteilen aus GVT werden flächenförmige Halbzeuge mit mehreren Fasergewebelagen über die Schmelztemperatur des Thermoplasts erwärmt und mittels Stempel und Matrize geformt. Die bei der Formung primär auftretenden Mechanismen sind die Gewebescherung, das Zwischenschichtgleiten und die Gewebestreckung (Breuer 1997).

Die Prozessentwicklung wird durch Simulationen mittels Finite-Elemente-Methode (FEM) unterstützt, die diese Formmechanismen abbilden, um die Geometrie und die Faserorientierung während und nach dem Formprozess aufzuzeigen, die die richtungsabhängige Festigkeit und Steifigkeit des fertigen Bauteils entscheidend beeinflusst.

GVT weisen ein stark unterschiedliches Steifigkeitsverhalten bei Zug-, Druck, Scher- und Biegebelastung auf. Für die Formsimulationen ist es erforderlich, diese Materialeigenschaften in Abhängigkeit von Temperatur und Geschwindigkeit zu bestimmen. Eine Standardisierung der Versuche liegt derzeit nicht vor. In der Literatur werden verschiedene Methoden der Materialcharakterisierung aufgezeigt, die teilweise aus genormten Prüfverfahren der Textilbranche abgeleitet oder übernommen werden.

Erste Formsimulationen erfolgten hinsichtlich der Vorhersage der Drapierbarkeit trockener Gewebe, die anschließend mit einem Duroplast umspritzt werden. Bei faserverstärkten Thermoplasten erfolgt die Formung direkt mit Thermoplast getränkten Geweben, sodass die aus der Textilbranche stammenden Materialversuche den Herausforderungen der Prüfung unter Wärmeinfluss und der viskosen Thermoplastmatrix angepasst oder gänzlich neu entwickelt werden müssen.

In den letzten Jahren sind mit ANIFORM und PAMFORM kommerzielle Simulationsprogramme zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste entwickelt worden. Die Nutzung universeller FE-Programme wird ebenfalls in der Literatur thematisiert, insbesondere die Anwendung von LS-DYNA. Mit J-COMPOSITES ist dafür ein Programmpaket für das Pre- und Postprocessing zur Formsimulation von Geweben mit und ohne thermoplastischer oder duroplastischer Matrixsysteme entwickelt worden.

Die in den genannten Simulationsprogrammen zugrunde liegenden Materialmodelle basieren auf einer Entkopplung des Steifigkeitsverhaltens von FVT in der Ebene und bei Biegebeanspruchung, die mit unterschiedlichen Methoden realisiert worden sind.

Diese Arbeit befasst sich mit der Erstellung eines Simulationsmodells in ABAQUS anhand der Auswahl und Überprüfung verschiedener in der Literatur vorgestellter Methoden zur entkoppelten Modellierung des Steifigkeitsverhaltens von GVT bei Formtemperatur.

Des Weiteren werden verschiedene Materialversuche zur Charakterisierung des Formverhaltens von FVT untersucht, an die Herausforderungen der Thermoplastischen Schmelze angepasst oder neu entwickelt. Diese werden für die Validierung des Simulationsmodells in ABAQUS eingesetzt.

Ergänzend dazu erfolgen Formversuche und die anschließende Vermessung von Demonstratorbauteilen hinsichtlich der Ausprägung der Faserwinkel und Faltenbildung. Diese bilden die Grundlage für die Bewertung der Eignung der gewählten Materialversuche zur realitätsnahen Charakterisierung des Formverhaltens sowie der Eignung des Simulationsmodells zur Vorhersage der Faserwinkel und Faltenbildung am Bauteil.

2 Stand der Technik

2.1 Faserverstärkte Thermoplaste

Faserverstärkte Thermoplaste sind Verbundwerkstoffe, die aus einer Verstärkungsstruktur in Form von einzelnen Fasern oder Faserhalbzeugen bestehen, die in eine Thermoplastmatrix eingebettet sind. Die Fasern dienen der Kraftübertragung und die Matrix dem Schutz der Fasern vor äußeren Einflüssen sowie vor Ausknicken bei Druckbelastung. Faserhalbzeuge sind bspw. Gewebe, Gelege und Vliese, die häufig aus Glas- oder Kohlenstofffasern bestehen. Zur Herstellung von Geweben werden einzelne Fasern (Filamente) zu Bündeln (Rovings) zusammengefasst und zu sich rechtwinklig kreuzender Kett- und Schussfäden verwoben. Typische Webarten für Verstärkungsgewebe sind nach SCHÜRMAN (2007) die Leinwand-, Atlas- und Körperbindung. Abbildung 1 zeigt schematisch die Anordnung der Kett- und Schussfäden für die jeweilige Bindungsart auf. Diese unterscheiden sich in der Anzahl und Anordnung der Bindungspunkte, den Kreuzungspunkten der Kett- und Schussfäden.

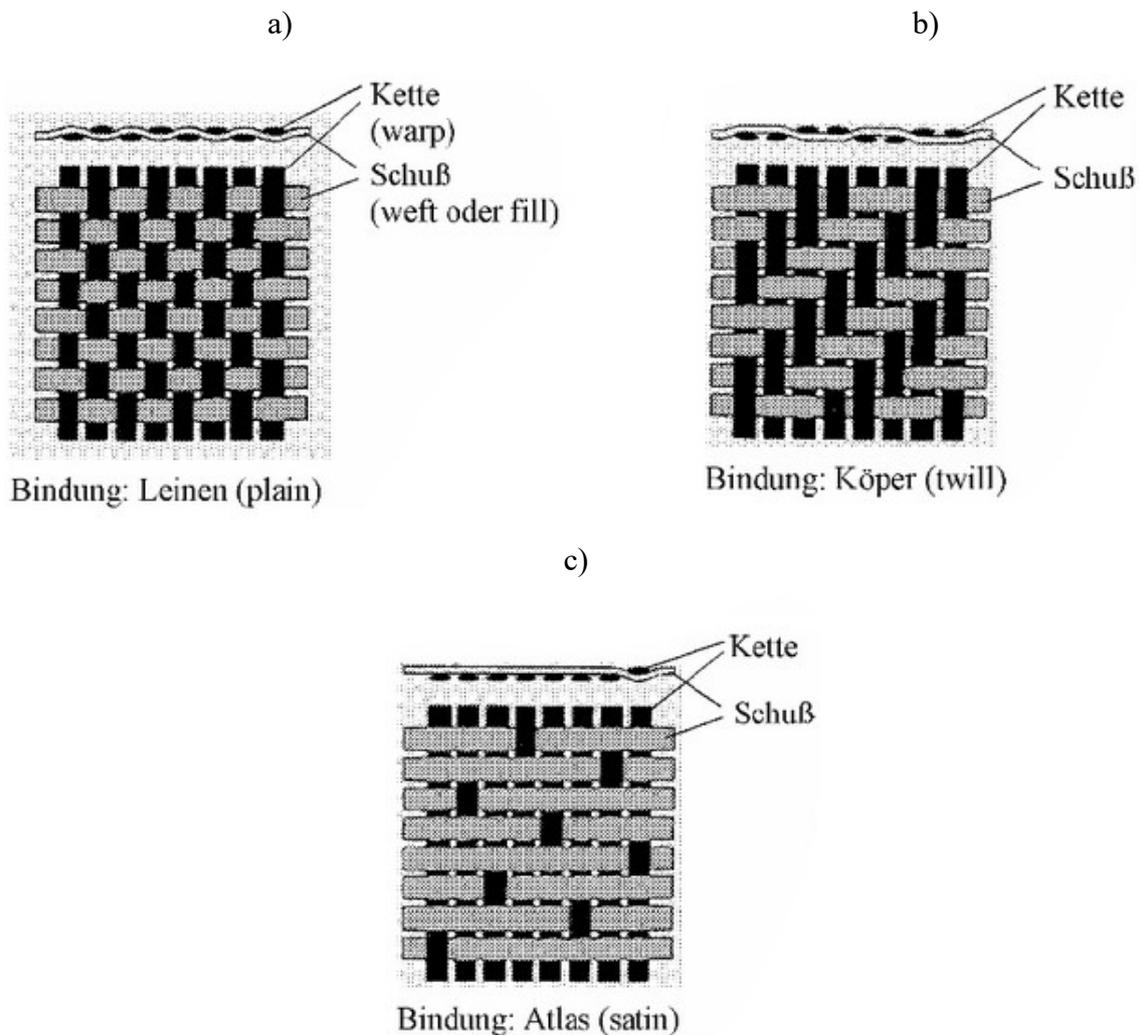


Abbildung 1: Die gebräuchlichsten Webarten nach SCHÜRMAN (2007): a) Leinwandbindung, b) Körperbindung, c) Atlasbindung

Eine hohe Anzahl an Bindungspunkten führt dazu, dass das Gewebe sehr schiebefest ist, jedoch eine geringe Drapierbarkeit aufweist (Schürmann 2007). Diese wird nach NEITZEL et al. (2014) als “die sphärische Verformbarkeit von textilen Flächengebilden ohne Faltenbildung” definiert. Bei Verstärkungstextilien bedeutet die Drapierbarkeit nach CHRIST (2018), “dass ein Textil durch Einwirkung äußerer Kräfte in eine vorgegebene Form zu bringen ist”. Gewebe mit guter Drapierbarkeit weisen eine geringe Schersteifigkeit auf und lassen sich gut scherverformen (Christ 2018; Schürmann 2007). Bezogen auf die Gewebe in Abbildung 1 weist die Atlasbindung die höchste und die Leinwandbindung die niedrigste Drapierbarkeit auf, da diese eine hohe Anzahl an Bindungspunkten und somit eine hohe Schersteifigkeit hat. Die Eigenschaften der Köperbindung liegen zwischen denen der Leinwand- und Atlasbindung bezogen auf die Drapierbarkeit und Schersteifigkeit. Die Scherverformung eines Köpergewebes wird in Abbildung 2 schematisch unter der Einwirkung äußerer Kräfte dargestellt.

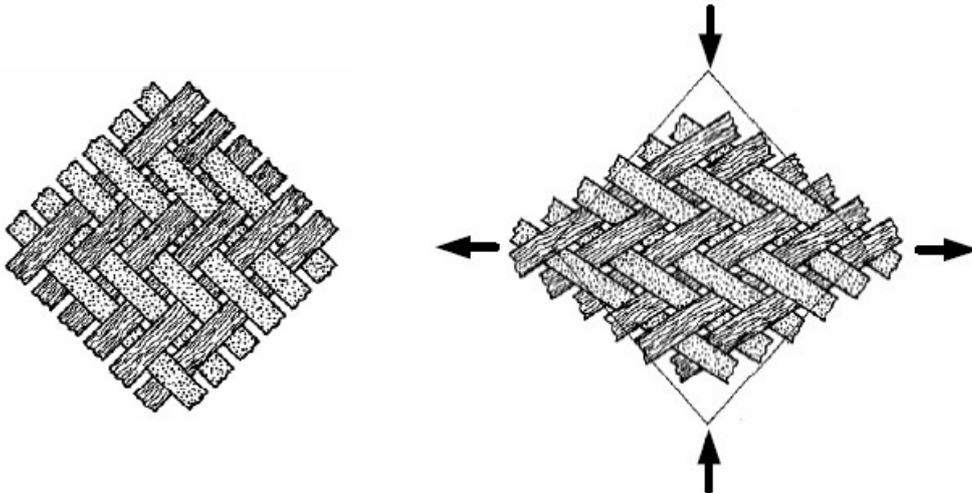


Abbildung 2: Scherverformung eines Köpergewebes nach SCHÜRMAN (2007)

2.1.1 Formen faserverstärkter Thermoplaste

Das Halbzeug zur Formung von Bauteilen aus faserverstärkten Thermoplasten besteht aus mehreren Lagen eines Faserhalbzeugs, das mit Thermoplast imprägniert ist und unter Einsatz von Druck und Temperatur zu sogenannten Organoblechen gepresst wird.

Der Formprozess erfolgt nach NEITZEL et al. (2014) mittels Thermoformen und besteht aus den Prozessschritten Aufheizen, Transfer und Positionierung, dem Formen des Bauteils in beheizten oder kalten Werkzeugen (Stempel und Matrize) mit oder ohne Niederhalter sowie der Abkühlung und Entnahme des Werkstücks und bei Bedarf des anschließenden Besäumens. Der Prozessablauf ist in Abbildung 3 dargestellt.

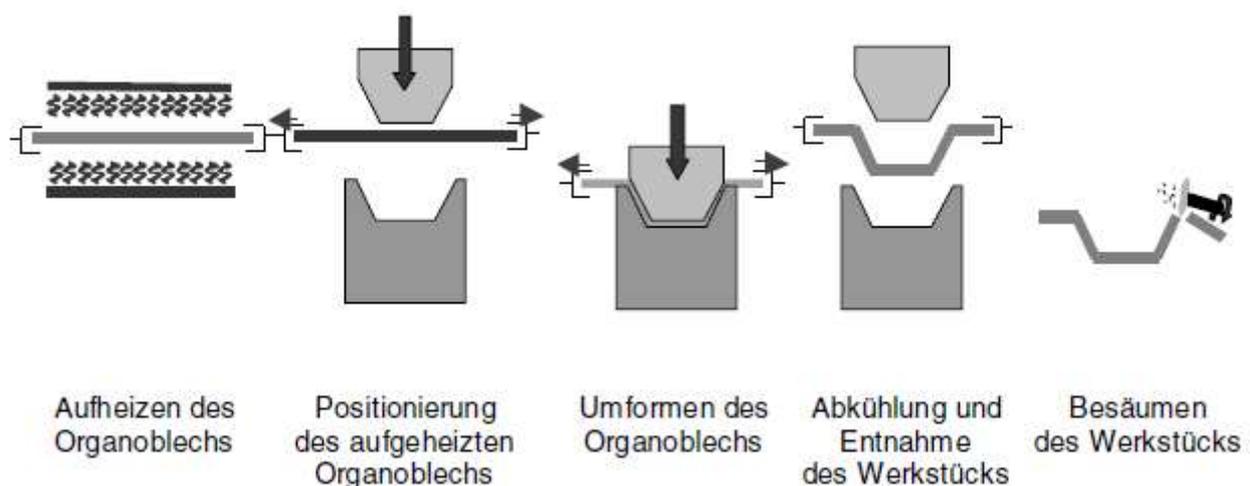


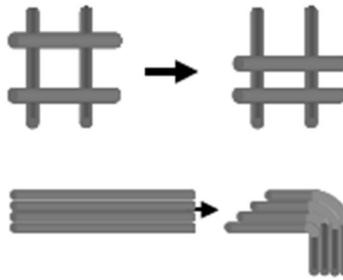
Abbildung 3: Prozessablauf beim Thermoformen von Organoblechen nach NEITZEL et al. (2014)

Das Halbzeug wird bspw. in einen Spanrahmen gespannt oder mit Nadelgreifern aufgenommen. Der Transfer zwischen der Aufheizstation und dem Werkzeug kann über einen Roboter oder einer linearen Transfereinheit erfolgen. Die Erwärmung oberhalb der Schmelztemperatur der Thermoplast-Matrix ermöglicht den Fasern eine Umorientierung und somit eine Anpassung an die Werkzeuggeometrie durch die im Folgenden beschriebenen Formmechanismen.

2.1.2 Formmechanismen und Defekte

Die Formmechanismen werden von der Faserarchitektur dominiert und von der Formtemperatur der Matrix begünstigt. Die Einteilung nach ERMANNI (2007) erfolgt in fünf sogenannten Drapierungsmoden (siehe Tabelle 1), wobei die Faltenbildung in dieser Arbeit als Defekt betrachtet und darauffolgend separat beschrieben wird.

Tabelle 1: Formmechanismen nach ERMANNI (2007)

| | | |
|----------------------------------|--|--|
| Scherung oder „Trellis“Effekt |  | Änderung des Winkels zwischen den Fasern durch äußere Kräfte, die außerhalb der Faserrichtung angreifen |
| Faserstreckung |  | Änderung der Faserkrümmung durch Zugbeanspruchung |
| Faserdehnung |  | Elastische Längenänderung der Faser durch Zugbeanspruchung |
| Verschiebung (Fasern oder Lagen) |  | Faserverschiebung ohne Winkeländerung (Schlupf); Abgleiten der Lagen aufeinander (Zwischenschichtgleiten) |

Die Gewebescherung ist nach POTLURI et al. (2006) einer der bedeutendsten Formmechanismen gewebeverstärkter Thermoplaste. Nach Erreichen eines maximalen Scherwinkels (Blockierwinkel oder kritischer Scherwinkel), der von den Prozessparametern Formgeschwindigkeit, Temperatur und Vorspannung der Fasern bspw. durch Niederhalter (Pazmino et al. 2014) oder Federn (Harrison et al. 2012) abhängt, bilden sich nach BREUER (1997) und MITSCHERLING (1991) ebene Druckspannungen aus, die zur Faltenbildung führen. Diese wird nach ALLAOUI et al. (2011) und BOISSE et al. (2011) zudem von der Biegesteifigkeit des Gewebes beeinflusst, wobei sich die Falten mit zunehmender Biegesteifigkeit vergrößern, aber deren Anzahl abnimmt. Sie unterstützt die Stabilität der ebenen Verformungen wie den Mechanismus der Gewebescherung und wirkt sich somit auf die Drapierbarkeit aus (Amirbayat und Hearle 1989; Hearle und Amirbayat 1986).

2.2 Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste

Faserverstärkte Thermoplaste weisen ein stark unterschiedliches Steifigkeitsverhalten bei Zug-, Druck-, Biege- und Scherbeanspruchung auf. Abbildung 4 zeigt das von NISHI et al. (2014a) anhand eines Mesoskalenmodells für ein trockenes Leinwandgewebe ermittelte Steifigkeitsverhalten für unterschiedliche Beanspruchungsarten. Das Gewebe weist in Faserrichtung eine hohe Zugsteifigkeit auf, bei niedriger Schersteifigkeit. Die Biegesteifigkeit ist richtungsabhängig und liegt in ihrer

Größenordnung zwischen der Zug- und Schersteifigkeit. Die Drucksteifigkeit in Faserrichtung ist ebenfalls gering. Die Biegeeigenschaften können nicht nach der Plattentheorie abgeleitet werden und müssen von den Membraneigenschaften, den Steifigkeiten in der Ebene, entkoppelt werden (Nishi et al. 2014a; Schirmaier 2017; Dörr et al. 2017).

Somit führt die Verwendung von Schalen nach NISHI et al. (2014b) und HAANAPPEL et al. (2010) zu einer Überbestimmung der Biegesteifigkeit, wenn diese im Materialmodell von den Steifigkeiten in der Fläche abgeleitet werden.

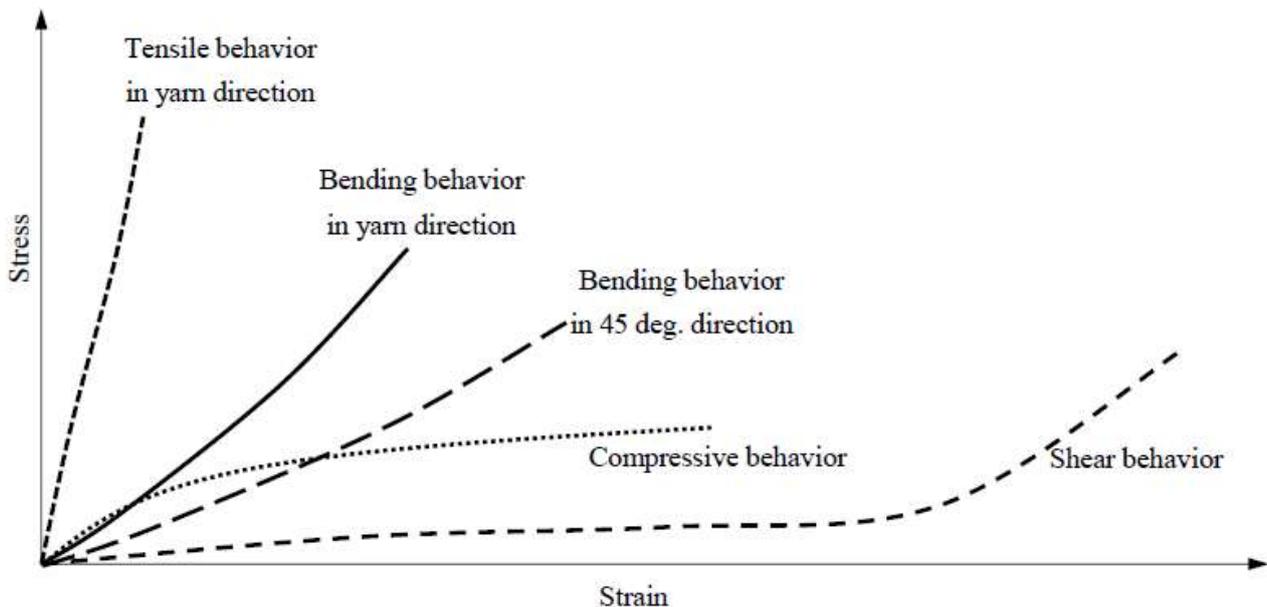


Abbildung 4: Mechanische Eigenschaften eines Leinwandgewebes aus dem Mesoskalen-Modell nach NISHI et al. (2014a)

Mesoskalenmodelle werden in der Literatur eingesetzt, um das Materialverhalten bei verschiedenen Beanspruchungsarten zu analysieren (Gereke et al. 2013). Diese sind für die Abbildung eines gesamten Formprozesses aufgrund der hohen Anzahl an Elementen und Kontakten ungeeignet.

Für Formsimulationen wird das Materialverhalten meist auf der Makroskala betrachtet (Bai et al. 2022). Die Herausforderungen für die Simulation der Formung von faserverstärkten Thermoplasten sind die Abbildung großer Dehnungen sowie Anisotropie. Zudem ist die Identifizierung homogener Materialparameter schwierig, da eine Abhängigkeit zur Faserorientierung besteht, die sich während des Formprozesses ändert (Hamila et al. 2009).

Die Abbildung des faserverstärkten Thermoplasts erfolgt in FE-Modellen kontinuierlich, diskret oder semi-diskret, einer Kombination aus beiden Strategien. Nach SCHIRMAIER (2017) erfolgt bei der diskreten Modellierung dennoch eine homogenisierte Betrachtung der Faserbündel als Kontinuum, bei den kontinuierlichen Ansätzen wird der gesamte Faserverbund als Kontinuum angenommen. Die dabei homogenisierte Beschreibung der Formmechanismen in einem Element hat den Vorteil, dass

ihre Wechselwirkungen mit erfasst werden können, erfordern nach SCHIRMAIER (2017) jedoch die Entwicklung benutzerdefinierter Materialsubroutinen.

Bei den semi-diskreten Ansätzen, die in Kapitel 2.4.2 genauer beschrieben werden, erfolgt eine Überlagerung verschiedener Elemente, um eine Entkopplung der Steifigkeiten bzw. der Formmechanismen des faserverstärkten Thermoplasts zu erzielen. Die Modellierung erfolgt nach dem Prinzip der Einheitszelle, die nach FETFATSIDIS et al. (2012) ein Garnintervall darstellt.

2.2.1 Materialkarten

Die im Bereich von FEM-Simulationen universell einsetzbaren Programme ABAQUS und LS-DYNA verfügen über Materialkarten für die Drapierbarkeit von Geweben, die im Folgenden erläutert werden.

Das Materialmodell **Fabric* von ABAQUS/EXPLICIT ist ein phänomenologisches Modell für Membranelemente, das auf Versuchsdaten basiert und die Zug-, Druck- und Schersteifigkeit von Fasergeweben abbilden kann, welche zwei Faserrichtungen, Kette und Schuss, aufweisen. Die lokalen Faserspannungen werden dabei als Funktion der Winkeländerungen zwischen den Fasern (shear strain) und Normaldehnungen in Faserrichtung definiert, unter der Annahme, dass die Eigenschaften in Kett- und Schussrichtung der Fasern unabhängig voneinander sind. Zudem ist das mechanische Verhalten bei Zug und Scherung voneinander entkoppelt. (© Dassault Systèmes 2012) Das Modell hat nach DÖRR et al. (2017) zwei Einschränkungen: die entkoppelte Abbildung der Biegesteifigkeit und eine direkte Eingabe des Reibverhaltens sind nicht verfügbar.

Das Materialmodell **MAT_249* von LS-DYNA ist für Membran- und Schalenelemente für die Simulation von faserverstärkten Thermoplasten in Abhängigkeit der Temperatur und Dehnrates entwickelt worden (Grubenmann et al. 2018). Das Modell beinhaltet eine separate Beschreibung der Fasern mit einem anisotropen hyperelastischen Materialgesetz und der Matrix mit einem elastoplastischen Materialgesetz mit der von-Mises Plastizitätstheorie (Ilg et al. 2018; Klöppel 2017; Klöppel et al. 2016; LSTC 2018).

NISHI et al. (2018) präsentieren das Tool J-COMPOSITES/FORM MODELER zur Erstellung von Simulationsmodellen für die Formung von faserverstärkten Thermoplasten mit LS-DYNA, um das Pre-Processing des Lagenaufbaus mit Kontaktbedingungen und Reibung sowie der Materialbeschreibung aus Versuchsdaten zu erleichtern.

Software zur Formsimulation ist zunächst für den Einsatz von Drapiersimulationen entwickelt worden, um die Faserablage auf dreidimensionalen Bauteilen vorhersagen zu können, die anschließend mit duroplastischen Kunststoffen getränkt werden.

Diese Ansätze sind zur Formsimulation von FVT weiterentwickelt worden, um den Einfluss der thermoplastischen Matrix auf die Drapierung des Gewebes berücksichtigen zu können.

Im Folgenden werden die Materialkarten der Softwarecodes PAMFORM 2G und ANIFORM zur Form- und Drapiersimulation erläutert. Diese basieren auf der Methode der *Multi-Layer* Elemente, bei denen mehrere Elemente und Materialgesetze in einem Schalenelement zusammengefasst werden.

Das *Materialmodell 140* von PAMFORM besteht nach WILLEMS et al. (2006) und PICKETT (2012) aus einem *Bi-Phase* Materialgesetz, bei dem die unidirektionalen Fasern oder das Gewebe durch zwei Stabelemente mit einem linear elastischen Materialgesetz und die Matrix durch ein viskoses Materialgesetz nach Maxwell dargestellt werden, welches in Abhängigkeit der lokalen Scherrate und Temperatur definiert werden. Ein Biegekorrekturfaktor soll die Biegesteifigkeit runterskalieren, um ihre Überbestimmung auszugleichen, die nach WILLEMS et al. (2006) aufgrund bestimmter Annahmen in der Kontinuumsmechanik auftreten, wenn die Verstärkungsfasern frei aufeinander abgleiten können. Alternativ zur Eingabe des Biegekorrekturfaktors kann die direkte Eingabe der Biegesteifigkeit erfolgen. Die hohe Anisotropie, die mit faserverstärkten Thermoplasten einhergeht, führt nach TAHAL et al. (2012) zu numerischen Instabilitäten, die durch die sogenannte „Parent Sheet“ stabilisiert werden sollen. Dabei handelt es sich um ein Schalenelement 1. Ordnung und berücksichtigt den nichtlinearen Scherwiderstand.

Das Scherverhalten kann über die Angabe eines Schubmoduls für den zu Beginn linearen Verlauf des Scherverhaltens angegeben werden. Die Faltenbildung wird durch Blockieren der Faser- oder Gewebescherung ab einem kritischen Winkel, dem Blockierwinkel, definiert. Ergänzend dazu erfolgt die Angabe des Schubmoduls beim Blockieren des Gewebes. (de Luca et al. 1998; Pickett 2012; Cartwright et al. 1999). Zudem kann eine detaillierte Eingabe anhand einer Scherspannungs-Scherwinkel-Kurve erfolgen.

ANIFORM ermöglicht die Vorhersage der Faltenbildung. Hauptaugenmerk liegt auf der Abbildung der Reibung zwischen den einzelnen Lagen eines Laminats und zwischen Laminat und Werkzeug, die mit Coulomb'schen oder viskosen Reibgesetzen beschrieben werden können. Der Solver arbeitet ebenfalls mit einer Entkopplung des Scherverhaltens von der Steifigkeit in Faserrichtung durch Verwendung zweier Elemente, die durch die gleichen Knotenpunkte verbunden sind. Ein diskretes Kirchhoff-Element dient der Beschreibung des Biegeverhaltens und ein Membranelement beschreibt das Scherverhalten in der Fläche (Haanappel et al. 2010).

2.2.2 Semi-diskrete Modellbildung

Bei der Entwicklung von FE-Modellen für die Formung textiler Verstärkungsstrukturen mit Membranen oder Schalenelementen ist die Biegesteifigkeit aufgrund ihrer geringen Größenordnung im Vergleich zu den anderen Steifigkeiten zunächst vernachlässigt worden (Bai et al. 2022). Nachdem verschiedene Untersuchungen die Bedeutung der Biegesteifigkeit für die Simulation der Faltenbildung aufgezeigt haben (Hedfi et al. 2011; Boisse et al. 2011; Liang et al. 2014), wurden Modelle entwickelt, diese zu berücksichtigen.

Die genaue Vorhersage von Falten ist nach DÖBRICH et al. (2014) eine der wichtigsten Herausforderungen bei der Formsimulation von faserverstärkten Thermoplasten.

BOISSE et al. (2011) zeigen die Erfordernis der Berücksichtigung der Zug-, Scher- und Biegesteifigkeit zur Vorhersage der Faltenbildung anhand der Simulation einer Halbkugelgeometrie. Die Autoren erklären, dass es keinen direkten Zusammenhang zwischen den lokalen Scherwinkeln und der Faltenbildung gibt, sondern, dass die Faltenbildung aus dem Zusammenspiel aller Dehnungen und Steifigkeiten des Gewebes beeinflusst wird. Die Anzahl und Größe der Falten wird von der Biegesteifigkeit und der Wechselwirkung zwischen Biegesteifigkeit und der Schersteifigkeit beeinflusst (Döbrich et al. 2014; Allaoui et al. 2011).

Bei der semi-diskreten Modellbildung erfolgt die Modellierung einer Einheitszelle, einer kleinsten sich wiederholenden Einheit, die aus verschiedenen Elementen und Materialgesetzen besteht.

CHEN et al. (2021a) und (2021b) sowie BAI et al. (2022) zeigen eine Übersicht über verschiedene Ansätze semi-diskreter Modellbildung, bei denen die Biegesteifigkeit berücksichtigt, aber von der Zug- und Schersteifigkeit entkoppelt modelliert wird. Diese werden in Abbildung 5 schematisch dargestellt und im Folgenden kurz erläutert.

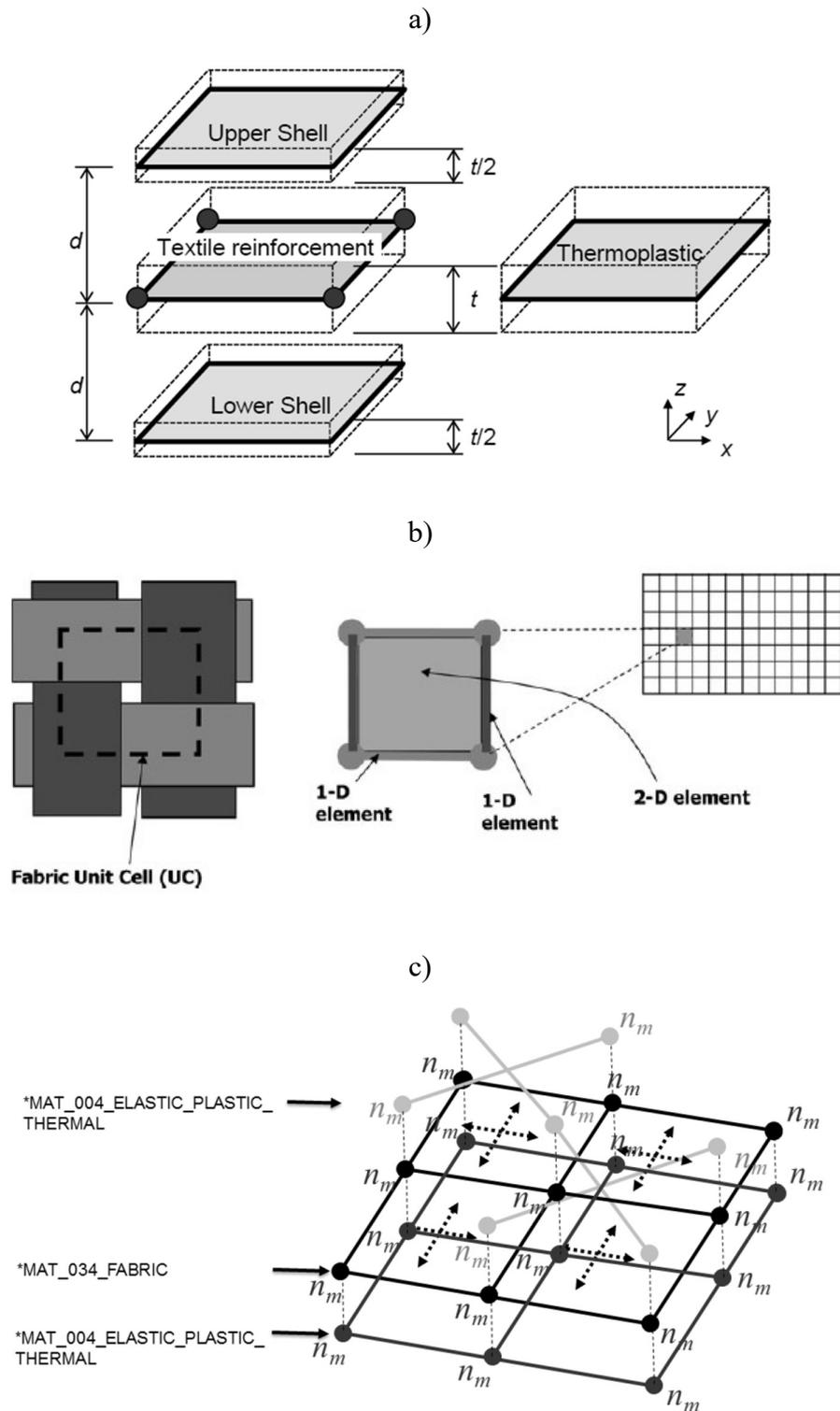


Abbildung 5: Schalen- und Membranmodell für faserverstärkte Thermoplaste a) (Nishi und Hirashima 2015; Nishi et al. 2015) b) (Jauffrès et al. 2010) c) (Schommer et al. 2015)

NISHI et al. (2015) haben ein Modell entwickelt, bei dem die Zug- und Schersteifigkeit mit einer Membran dargestellt werden und die Biegesteifigkeit durch ein *Offset* an Schalenelementen berücksichtigt wird (vgl. Abbildung 5 a). Ein weiteres Membranelement mit einem Elasto-plastischen Materialgesetz wird zur Berücksichtigung der Eigenschaften der thermoplastischen Matrix hinzugefügt. Die Modellierung erfolgt in LS-DYNA.

Die einzelnen Elemente haben folgende Materialkarten:

- Membran (Gewebe, Zug- und Schersteifigkeit): *Mat_viscoelastic_loose_fabric (234)
- Membran (Thermoplast): *Mat_elastic_viscoplastic_thermal (106)
- Schalen (Biegesteifigkeit): *Mat_orthotropic_elastic (002)

JAUFFRÈS et al. (2010) und HARRISON (2016) stellen jeweils ein Modell aus Membranen und Balkenelementen (*Beam*) vor (vgl. Abbildung 5 b), bei dem die Eigenschaften des FVT in der Fläche von der Membran abgebildet werden und die Balkenelemente die Biegeeigenschaften darstellen. Die Programmierung erfolgt über Subroutinen in ABAQUS oder LSDYNA. Die Modellierung der Balkenelemente entlang der Seiten des Membranelement wird als *Pin-to-Pin* bezeichnet.

SCHOMMER et al. (2015) stellen ebenfalls ein Modell aus Schalen- und Balkenelementen vor, das in LSDYNA modelliert ist (vgl. Abbildung 5 c). Die Balkenelemente sind dabei jedoch unter 45° zu den Schalenelementen orientiert, sodass sich die Balkenelemente in Kett- und Schussrichtung des Gewebes nicht die gleiche Knotenpunkte teilen. Diese Art der Vernetzung wird nach SIDHU et al. (2001) als Checkerboard Modell vorgestellt.

Die einzelnen Elemente haben folgende Materialkarten:

- Balken (Zug- und Biegesteifigkeit): *Mat_elastic_plastic_thermal (004)
- Schalen (Gewebe, Schersteifigkeit): *Mat_fabric (034)
- Schalen (Thermoplast): *Mat_elastic_plastic_thermal (004)

2.2.3 Benchmark Simulation DoubleDome

Im Jahr 2005 wurde eine *DoubleDome* Geometrie veröffentlicht, um einen *Benchmark* verschiedener Simulationsmethoden unterschiedlicher Institute durchführen zu können (Forming Benchmark 2005). SARGENT et al. (2010) veröffentlichen eine Übersicht der Ergebnisse vier teilnehmender Institute anhand eines Halbzeugs mit Polypropylen und Glasfaserverstärkung mit Köper- und Leinwandbindung (siehe Tabelle 2). Der Vergleich der Ergebnisse erfolgt anhand des Einzugs der Platine und des maximalen Scherwinkels. Die Faltenbildung des Bauteils wird nicht betrachtet. Der Formprozess erfolgt unter Verwendung segmentierter Niederhalter (Abbildung 6). Bei den Simulationen sind nicht die gleichen Niederhalterkräfte verwendet worden (Sargent et al. 2010). Die Abweichung des maximalen Scherwinkels beträgt bis zu 8° und die Abweichung des Einzugs der Platine liegt bei über 4 mm.

Tabelle 2: Ergebnisse Benchmark *DoubleDome* nach SARGENT et al. (2010)

| <i>Institution</i> | <i>Draw In (mm)</i> | | | | <i>Max Angle (deg)</i> |
|--------------------|---------------------|------------|------------|------------|------------------------|
| | <i>D1x</i> | <i>D2x</i> | <i>D2y</i> | <i>D3y</i> | |
| UML | 29.96 | 3.31 | 3.92 | 25.39 | 42.54 |
| Northwestern | 27.80 | 1.70 | 1.30 | 24.90 | 35.10 |
| KU Leuven | 25.50 | 3.59 | 3.06 | 29.10 | 40.71 |
| INSA Lyon | 28.72 | 3.63 | 4.21 | 25.79 | 43.45 |
| Range = | 4.46 | 1.93 | 2.91 | 4.20 | 8.35 |

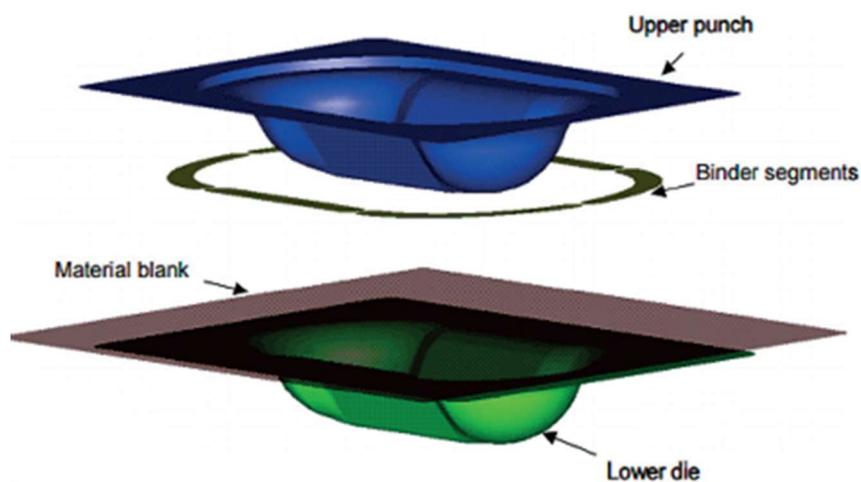


Abbildung 6: Werkzeugflächen der *DoubleDome* Geometrie (Forming Benchmark 2005)

Die *DoubleDome* Geometrie ist auch Gegenstand weiterer Veröffentlichungen hinsichtlich der Formversuche an trockenen und mit Thermoplast imprägnierter Gewebe sowie deren Formsimulationen.

Tabelle 3 zeigt eine Übersicht der in der Literatur vorgestellten Simulationsergebnisse der Formung der *DoubleDome* Geometrie und der verwendeten FE-Modelle, der Software sowie der verwendeten Methode zur Bestimmung der Scherkraft-Scherwinkel-Kurven. Die Simulationen sind isotherm durchgeführt worden. Die Ergebnisse für FVT mit Körperbindung sind zur besseren Unterscheidung hellgrau dargestellt und die Ergebnisse mit Leinwandbindung sind dunkelgrau dargestellt.

Die maximalen Scherwinkel bei Verwendung der Körperbindung liegen hier zwischen 38° und 51° . Neben der verwendeten Software unterscheiden sich die gewählten Materialversuche zur Bestimmung der Scherkraft-Scherwinkel-Kurven sowie des Platinezuschnitts, der beim maximalen Scherwinkel von 51° oval ist. Die maximalen Scherwinkel bei der Leinwandbindung (dunkelgrau) liegen zwischen $31,7^\circ$ und 43° , wobei die Materialkennwerte bei dem niedrigen Scherwinkel von $31,7^\circ$ anhand eines Mesoskalen-FEM-Modell ermittelt worden sind und bei 43° anhand eines Picture-Frame-Tests.

Da keine Ergebnisse realer Formversuche für diese Studie veröffentlicht worden sind, um einen Einfluss auf die Modellierung der Modelle zu vermeiden, kann an dieser Stelle keine Aussage über die Vorhersagegenauigkeit der einzelnen Simulationenmethoden getroffen werden. Zudem ist die Vergleichbarkeit aufgrund der unterschiedlichen Methoden der Bestimmung der Scherkraft-Scherwinkel-Kurven oder fehlender Angaben nicht gegeben. Die Materialcharakterisierung hinsichtlich der Gewebescherung zur Implementierung in die Simulationsmodelle in Tabelle 3 erfolgen anhand von *Bias-Extension-Tests* und *Picture-Frame-Tests*. Diese werden im Folgenden Kapitel 2.3 näher beschrieben.

PICU & GANGHOFFER (2020) geben eine Übersicht der Thermoformsimulationen von GUZMAN-MALDONADO et al. (2015), (2016) und (2018). Die Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit des Thermoplasts bei der Abkühlung des Bauteils im Werkzeug zeigt in den Simulationsergebnissen eine Abweichung der maximalen Scherwinkel von $3-5^\circ$. Die Werkzeugtemperatur beträgt 250°C und die Halbzeugtemperatur 300°C . Die Simulationen zeigen, dass die Temperatur des Bauteils am Ende des Formprozesses 25°C bis 50°C unter der anfänglichen Halbzeugtemperatur liegen und somit teilweise bis zur Werkzeugtemperatur abgekühlt sind.

Tabelle 3: Übersicht Simulationen DoubleDome Geometrie

| Quelle | Software | Modell | Material | Material- versuch | Max. Scher- winkel [°] |
|----------------------------|----------------------|--|----------------------------------|-----------------------------|---------------------------|
| (Rietman et al. 2012) | ANIFORM | Schale mit Entkopplung Membran- und Biegeeigenschaften | Glas/PP Köper/ Leinwand | Picture- Frame-Test | 43,08 |
| (Khan et al. 2009) | ABAQUS/ EXPLICIT | Membrane mit Subroutine Vumat (hyperelastisch) | Glas/trocken Leinwand | -- | 42,44 |
| (Peng und Rehman 2011) | ABAQUS/ STANDARD | Schale mit Subroutine (nicht-orthogonal) | Glas/trocken Leinwand | -- | 39,65 |
| (Harrison et al. 2012) | ABAQUS/ EXPLICIT | Membrane und Truss mit Stress-Power-Model (SPM) | Glas/PP UD- Gelege (0/90°) | Picture- Frame-Test | 32,5 |
| (Willems et al. 2006) | PAMFORM | Three layer element mit Truss, Membrane und Maxwell Modell (Viskoelastisch) | Glas/PP Köper | Picture- Frame-Test | 38,07 |
| (Willems et al. 2008b) | ABAQUS/ EXPLICIT | Membrane und Truss mit Subroutine (nicht- orthogonal) | Glas/PP Köper | Bias- Extension- Test | 45,29 |
| (Lee und Cao 2009) | ABAQUS/ STANDARD | Schale mit Subroutine (nicht-orthogonal) | Glas/trocken Leinwand | Mesoskalen- Modell FEM | 31,7 |
| (Sisca et al. 2020) | LSDYNA | Schale mit *MAT_REINFORCED_ THERMOPLASTIC | Glas/PP Köper | Picture- Frame-Test | 51,58 (Platine oval) |
| (Picu und Ganghoffer 2020) | PLASFIB/ EXPLICIT | Schalen (visko- hyperelastisch) | Glas/PA66 Satin-8 | Bias- Extension- Test | 38 |

2.2.4 Vergleich Experiment und Simulation

Die Beurteilung der Leistungsfähigkeit der Simulationsmodelle zur Abbildung der Formprozesse von FVT erfordert einen Vergleich zu gefertigten Bauteilen. Dies erfolgt in der Literatur meist anhand der Außenkontur der Platine, die nach dem Formprozess vorliegt, sowie der Scherwinkel. Neben der in Kapitel 2.2.3 gezeigten Ergebnisse anhand der *DoubleDome Benchmark* Geometrie erfolgt der Vergleich anhand einfacher Bauteile wie einer Halbkugel und einer Pyramide (Chen et al. 2021a; Deng et al. 2021; Boisse et al. 2011; Machado et al. 2016; Thije 2011), eines offenen Profils (Nishi und Hirashima 2015) sowie eines kastenförmigen Bauteils (Dörr et al. 2016).

Ein Vergleich der Faltenbildung am Bauteil zu den im Simulationsmodell vorhergesagten Falten erfolgt meist qualitativ und ebenfalls anhand einfacher Bauteile, wie einer Halbkugel (Picu und Ganghoffer 2020; Chen et al. 2021a; Boisse et al. 2011; Schirmaier 2017). Ein qualitativer Vergleich der Faltenbildung anhand komplexerer Bauteile werden von GUZMAN-MALDONADO et al. (2016) anhand eines Demonstrators, der repräsentativ für Bauteile im Automobilbereich stehen soll (Abbildung 7) und von SCHIRMAIER (2017) anhand der Formung eines Lampentopfs aufgezeigt.

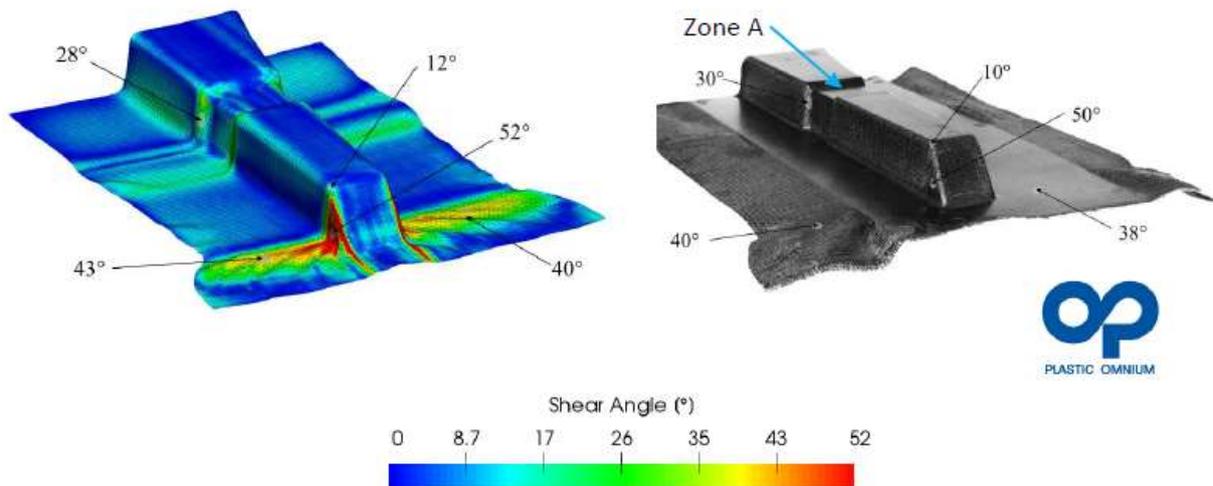


Abbildung 7: Vergleich der Scherwinkel zwischen Simulation und Experiment und qualitativer Vergleich der Kontur nach GUZMAN-MALDONADO et al. (2016)

2.3 Charakterisierung von faserverstärkten Thermoplasten

Die Ermittlung der Eingangsparameter aus mechanischen Tests sind eine Herausforderung (Döbrich et al. 2014). Die Zug-, Scher- und Biegesteifigkeit haben unterschiedliche Größenordnungen und können nicht voneinander abgeleitet werden. Neben diesen Eigenschaften, ist die Kenntnis über das Reibverhalten zwischen einzelnen Gewebelagen bei einem mehrschichtigen Aufbau des Faserverbundmaterials erforderlich sowie zwischen dem Material und dem Werkzeug. Die in der Literatur vorgestellten Charakterisierungsmethoden werden in diesem Kapitel beschrieben und diskutiert. Dabei liegt der Fokus auf der Ermittlung der Scher- und Biegesteifigkeit sowie auf dem Reibverhalten.

Die Zugsteifigkeit wird maßgeblich von der Faserverstärkung bestimmt und kann in statischen Zugprüfungen nach DIN EN ISO 527: Teil 4 erfolgen. Dabei werden Aufleimer verwendet, um eine Schädigung der Fasern in den Einspannbereichen zu vermeiden. Bei der Zugprüfung unter Temperatur ist auf einen geeigneten Kleber zur Verbindung der Aufleimer zu achten.

2.3.1 Biegeversuche

Zur Ermittlung der Biegesteifigkeit von Geweben werden zwei Standardtests eingesetzt, der *Cantilever-Test* und der *Kawabata-Test*, die im Folgenden beschrieben werden (Liang et al. 2015; Boisse et al. 2011; Bilbao et al. 2010). Diese Testmethoden entstammen dem Bereich der Bekleidungstechnik und sind für trockene Gewebe entwickelt worden.

Der *Cantilever-Test* ist nach ASTM D1388-96 genormt (D 1388-96). Dabei handelt es sich um einen Streifenzugversuch zur Ermittlung der Dehnung von trockenen Geweben. Bei diesem Versuch wird eine rechteckförmige Probe mit konstanter Geschwindigkeit über eine schiefe Ebene mit einem Winkel von $41,5^\circ$ geschoben, bis die Probe auf der schiefen Ebene auftrifft. Die Überhanglänge ist ein Maß für die Biegesteifigkeit und kann aus dieser ermittelt werden. Dies erfolgt unter der Annahme, dass die Biegesteifigkeit linear elastisch ist.

Beim *Kawabata-Test KES-F2* wird eine Gewebeprobe an zwei Backen eingespannt, von denen sich eine kreisförmig bewegt und die andere mit einem Drehmomentsensor verbunden ist. Dabei lässt sich das Biegemoment über der Krümmung auftragen (Bilbao et al. 2010). SACHS et al. (2014b) zeigen eine Apparatur, die an der UNIVERSITÄT TWENTE und dem THERMOPLASTIC COMPOSITES RESEARCH CENTER (TPRC) nach dem Prinzip des *Kawabata-Tests* mit angepasster Kinematik entwickelt worden ist und in eine Wärmekammer integriert wird, um das Biegeverhalten bei faserverstärkten Thermoplasten ermitteln zu können.

Ein zweiter Biegetest, der in einer Wärmekammer appliziert wird, wird von LIANG et al. (2015) verwendet. Bei diesem *Cantilever-Test* ist die Probe einseitig fest eingespannt und durch ihr Eigengewicht belastet (siehe Abbildung 8, links). Die dabei entstehende Durchbiegung der Probe und das Biegemoment werden an verschiedenen Stellen über der Probenlänge mit einer optischen Messeinheit ermittelt, sodass deren Nichtlinearität erfasst werden kann.

Bei diesem Versuch erfolgt die Lastaufbringung durch das Eigengewicht der Probe. Aufgrund zunehmender Krümmung der Probe ist die Belastung der Probe nichtlinear. Aus diesem Grund verwenden SOTEROPOULOS et al. (2011) einen Biegeversuch, bei dem die Probe vertikal und somit in Richtung der Gravitationskraft eingespannt wird. Die Probe wird mit Gewichten auf zwei definierte Maße ausgelenkt und die Durchbiegung der Probe optisch erfasst (Abbildung 8, rechts).

SOTEROPOULOS et al. (2011) und DANGORA et al. (2014) verwenden zur Validierung der Biegesteifigkeit ihres Simulationsmodells eine zweistufige Vorgehensweise, bei der die Biegesteifigkeit zunächst anhand der Ergebnisse des Vertikalen Tests (Abbildung 8, rechts) erfolgt. Zur Absicherung des Wertes wird ein zweiter Lastfall, der sogenannte *Amplitudentest*, simuliert und mit experimentellen Ergebnissen verglichen. Dabei wird eine Probe horizontal zusammengeschoben (Abbildung 9).

Die Tests erfolgen an trockenen Geweben und die Verwendung an FVT in einer Wärmekammer wird nicht aufgezeigt.

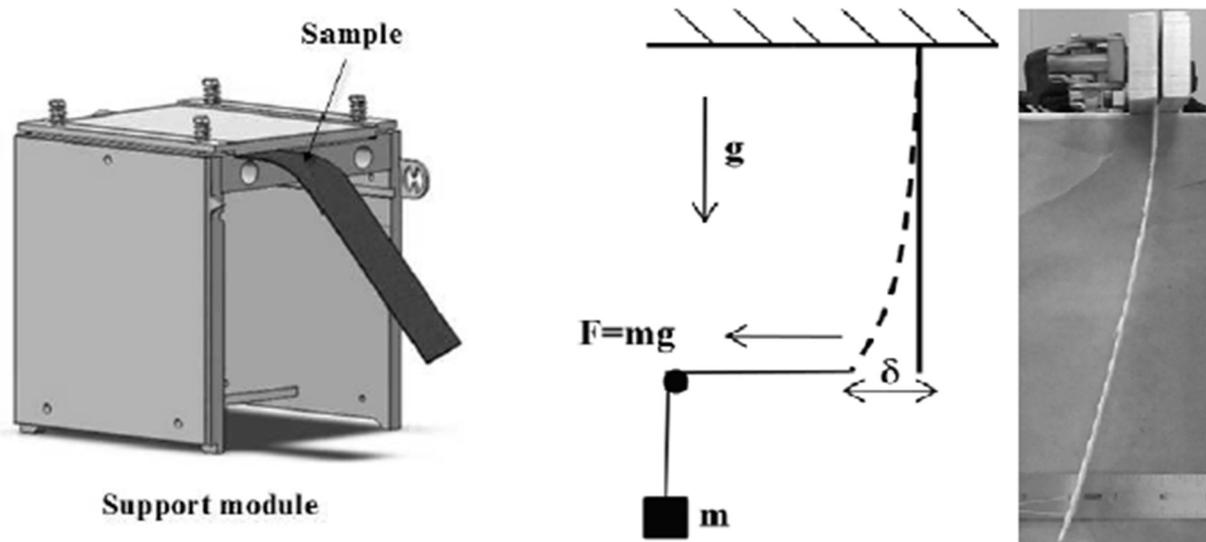


Abbildung 8: Cantilever-Test nach LIANG et al. (2015) (links); Vertikaler Biegeversuch nach SOTEROPOULOS et al. (2011) (rechts)

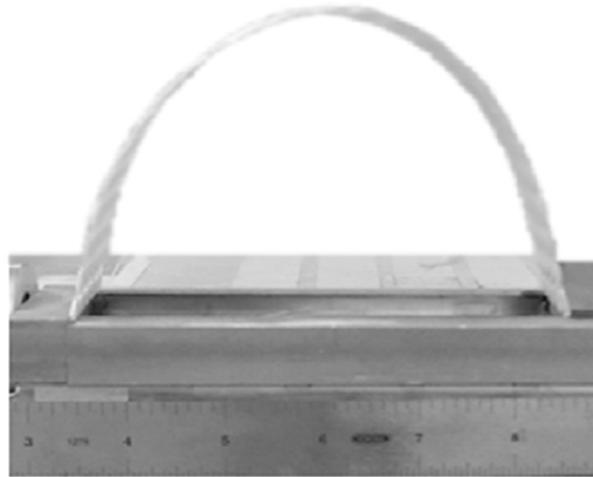


Abbildung 9: Amplitudentest nach SOTEROPOULOS et al. (2011)

2.3.2 Scherversuche

Die in der Literatur häufig verwendeten Testmethoden zur Bestimmung des Dapierverhaltens in Form von Scherkraft-Scherwinkel-Kurven von trockenen und imprägnierten Geweben unter Prüftemperatur sind der *Bias-Extension-Test* (BET) und der *Picture-Frame-Test* (PFT), bei denen die Probe unter 45° zur Faserrichtung gezogen wird. Beim *Picture-Frame-Test* wird eine Probe umlaufend fest eingespannt. Dies kann durch Abweichungen der Faserrichtung im Halbzeug oder durch Ungenauigkeiten beim Handling zu einer Überlagerung von Zugspannungen durch Längung der Fasern führen, die die gemessenen Kräfte erhöhen (Boisse et al. 2017; Breuer 1997; Milani et al. 2009). Aufgrund der entstehenden Membranspannungen wird der kritische Scherwinkel beeinflusst, der den Beginn der makroskopischen Faltenbildung beschreibt (Breuer 1997). Nach BREUER (1997) liefert der *Picture-Frame-Test* keine reproduzierbaren Ergebnisse hinsichtlich der Drapierbarkeit von Geweben, da die Fasern der Halbzeuge nicht exakt orthogonal ausgerichtet sind.

Um den Einfluss der Einspannung zu verringern, verwenden HÜBNER et al. (2012) Nadeln, um das Gewebe zu fixieren, den Fasern jedoch die Möglichkeit zu geben, an den Außenbereichen zu rotieren, um Membranspannungen zu vermeiden. Dieser Versuch erfolgt an trockenen Geweben.

Darüberhinaus entwickelten NOSRAT-NEZAMI et al. (2014) einen Scherrahmen mit Hydraulikzylindern an den Einspannbereichen (Abbildung 10) und der Möglichkeit der Kraftmessung, um die Membranspannungen während des Versuchs zu kompensieren oder definiert einzustellen.

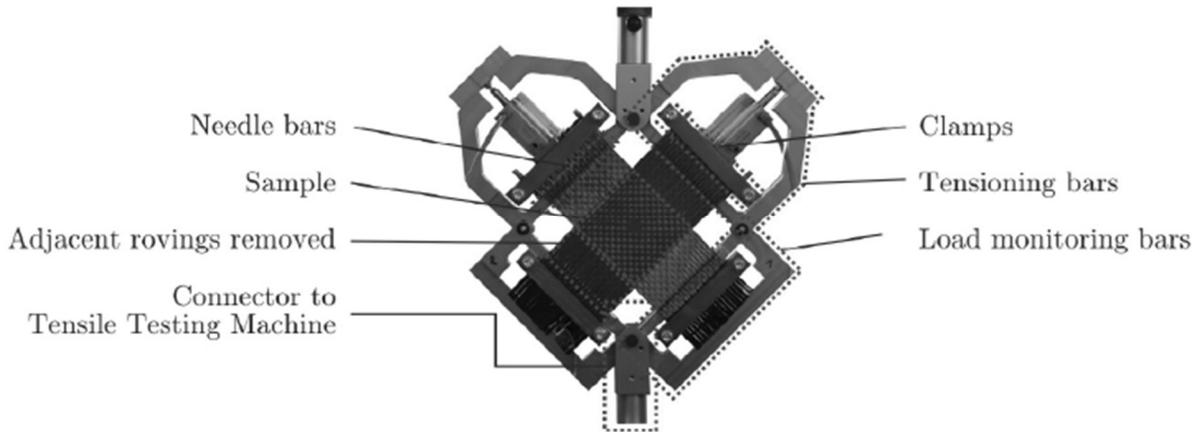


Abbildung 10: Picture-Frame-Test mit Pneumatik-Zylindern zur Einstellung der Zugspannungen in Faserrichtung (Nosrat-Nezami et al. 2014)

Der *Picture-Frame-Test* hat den Vorteil, dass die Scherwinkel über den Maschinenweg der Prüfmaschine geometrisch abgeleitet werden können.

Während des Versuchsverlaufs werden die Zugkraft F und der Verfahrweg d aufgezeichnet. Der Schließwinkel β des Scherrahmens wird geometrisch anhand des Verfahrwegs bestimmt. Über die Zugkraft und den Schließwinkel lassen sich die Scherkraft F_s (G 1) und der Scherwinkel φ (G 2) für das Material berechnen. (Long 2007)

Der Scherwinkel φ ist die Änderung des durch zwei dieser sich kreuzender Faserbündel aufgespannten Winkels unter Zug.

$$F_s = \frac{F}{2 * \cos\beta} \quad [G 1]$$

$$\varphi = \frac{\pi}{2 - 2\beta} \quad [G 2]$$

Beim *Bias-Extension-Test* kommt es zu einer Überlagerung der Mechanismen der Gewebescherung und des Faserschlupfes, der dazu führt, dass der Scherwinkel nicht geometrisch anhand der Probenlänge ermittelt werden kann, sondern optischer Methoden bedarf.

Die Probe für den *Bias-Extension-Test* ist rechteckförmig und wird an zwei Seiten fest eingespannt, wodurch aufgrund der Probenproportion mit einem Längen-Breiten-Verhältnis von $H/W \geq 2$ (H- height; W- width) jeweils ein Faserende frei bleibt und daher keine Zugspannungen in den Fasern entstehen.

Eine Probe des *Bias-Extension-Tests* hat mehrere Scherzonen. Abbildung 11 zeigt diese schematisch anhand eines unverformten und verformten Probekörpers mit unterschiedlicher Probenproportion (H/W).

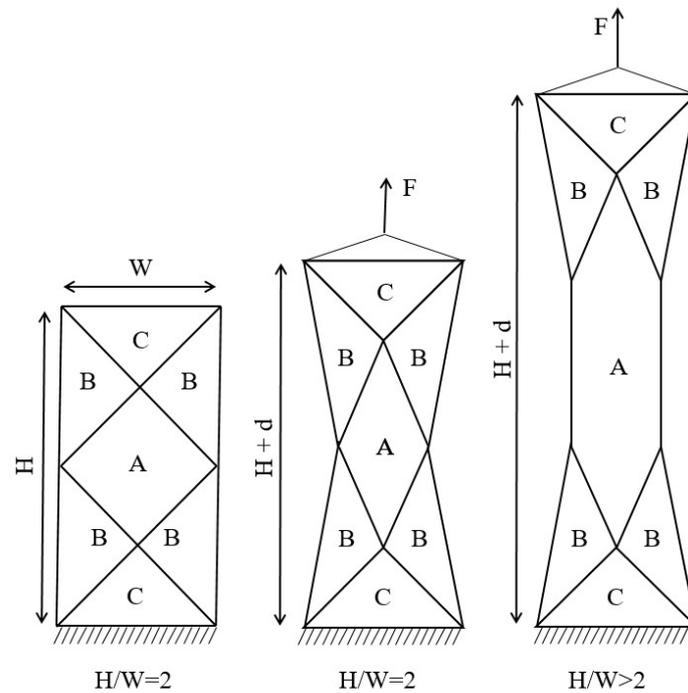


Abbildung 11: Schematische Darstellung des Bias-Extension-Tests

Nach CAO et al. (2008) liegt in Zone A reine Scherung vor, in den Zonen B erreichen die Scherwinkel die halbe Größe des Winkels in Zone A und die Zonen C sind unverformt. Diese Unterteilung stützt sich auf die Annahmen, dass die Fasern nicht dehnbar sind, dass die Biegesteifigkeit vernachlässigt wird und keine translatorische Bewegung (Faserschlupf) zwischen den Faserbündeln erfolgt (Boisse et al. 2017).

Forschungsschwerpunkte zum Bias-Extension-Test

In den folgenden Abschnitten dieses Kapitels werden anhand des aktuellen Stands der Forschung die im vorherigen Abschnitt markierten Stichworte Faserschlupf, Probenproportion und Scherwinkel näher erläutert.

Faserschlupf

Der Faserschlupf ist eine translatorische Verschiebung der Faserbündel gegeneinander, ohne Winkeländerung zwischen den Fasern. Dieser ist abhängig von der Gewebeart, des Zusammenhalts der Kett- und Schussfäden und der Biegesteifigkeit der Fasern ab (Boisse et al. 2017; Wang et al. 1998). Es gibt zwei Arten von Faserschlupf, Inter-Tow slip und Crossover-Slip (Abbildung 12).

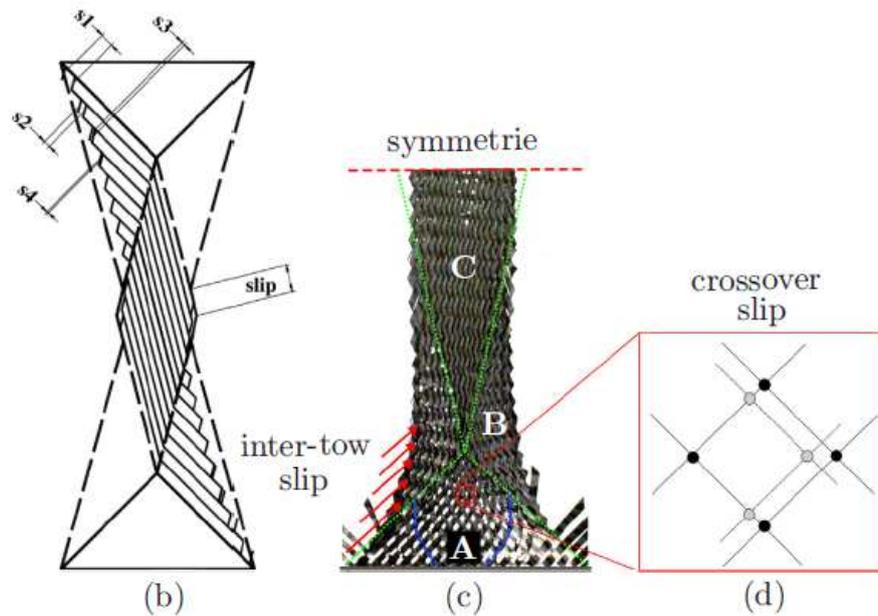


Abbildung 12: Inter-tow slip und Crossover-Slip nach HARRISON et al. (2004) und POPPE et al. (2018)

$$s = \frac{W - 2L_0 \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)}{2 \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \quad [\text{G } 3]$$

Inter-Tow slip ist ein Abgleiten einzelner Faserbündel aufeinander, wohingegen der Crossover-Slip die Weitung gesamter Gewebemaschen zur Folge hat.

WANG et al. (1998) zeigen, dass der Faserschlupf an den Übergangsbereichen zwischen den einzelnen Scherzonen A, B und C (Abbildung 11) auftritt. HARRISON et al. (2005) stellen folgende Gleichung (G 3) zur Ermittlung des Faserschlupf in der Scherzone A vor, der anhand der theoretischen und gemessenen Werte der Probenbreite (W) und dem Faserwinkel (α) ermittelt wird. L_0 ist die Seitenlänge des Scherbereichs A vor Versuchsbeginn.

Probenproportion

Die Probenproportion ist nicht genormt und wird zumeist mit dem Längen-Breiten-Verhältnis (H/W) angegeben, welches nach HARRISON et al. (2004) und BAUMARD et al. (2019) einen Wert von gleich oder größer 2 betragen sollte, um reine Scherung in der Probenmitte (Zone A) zu erzielen.

CAO et al. (2008) versuchen eine Übertragbarkeit ihrer Versuchsergebnisse durch Normierung der Scherkraft und Scherspannung auf die Probengröße zu erzielen. Dies erfolgt iterativ anhand der Gleichung (G 4), die in der Literatur häufig Anwendung findet, bspw. von BOISSE et al. (2017) und KHAN et al. (2021). Die Ergebnisse der Benchmark-Studie von CAO et al. (2008) zeigen bei der Verwendung verschiedener Probenproportionen Abweichungen von bis zu 50% der mittleren

normierten Scherkräfte auf. Zudem zeigen die Ergebnisse unterschiedlicher Institute bei gleicher Probenproportion Abweichungen in der gleichen Größenordnung auf. Somit gibt es neben der Probenproportion weitere Einflussfaktoren auf die Ergebnisse des BET. Da in der genannten Studie trockene Gewebe getestet worden sind, liegt dort keine Abhängigkeit von der Temperatur vor. Die vorliegenden Abweichungen müssen daher anderer Ursache sein. Die Einflussfaktoren können in der Methode der Ermittlung der Scherwinkel, der Kraftmessung an der Prüfmaschine und deren Beschleunigung liegen.

$$F_s(\varphi) = \frac{1}{(2H - 3W)\cos\varphi} \left(\left(\frac{H}{W} - 1 \right) * F * \left(\cos\frac{\varphi}{2} - \sin\frac{\varphi}{2} \right) - W * F_s \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cos\frac{\varphi}{2} \right) \quad [\text{G 4}]$$

Empfehlungen für die Probengröße aus der Literatur

Das Auftreten von Randeckten und Faserschlupf können nach WANG et al. (1998) durch eine Verbreiterung der Probe außerhalb der Einspannung („excessive width“) oder Vergrößerung der Länge und Breite der Probe reduziert werden. Die dabei zunehmende Anzahl an Kreuzungspunkten der Gewebefaserbündel führt zu höherer Reibung und reduziert somit das Abgleiten der Faserbündel aufeinander (Faserschlupf). PENG et al. (2003) empfehlen mindestens 16 Faserbündel entlang der Diagonalen der Probenaußenkante bis zur Probenmitte.

Die Vergrößerung der Probenlänge und -breite bei gleichbleibendem Längen-Breiten-Verhältnis (H/W) führt nach HARRISON et al. (2018) jedoch zu früherer Faltenbildung schon bei geringeren Scherwinkeln.

Ermittlung des Scherwinkels

Der Scherwinkel wird für die Berechnung der Scherspannung benötigt. Er kann beim *Bias-Extension-Test* aufgrund des Faserschlupfes nicht geometrisch anhand der Probenlänge ermittelt werden. Daher wird er mit optischen Methoden bestimmt. Dies erfordert die Bild- bzw. Videoaufnahme der Probe während des Versuchs. Die optische Messung des Scherwinkels von trockenen Geweben erfolgt in vielen Studien mittels digitaler Bildkorrelation (engl. Digital Image Correlation – DIC). Dabei wird die Verschiebung natürlicher oder künstlich aufgebrachteter Oberflächenmuster anhand des Vergleichs mehrerer Graustufenbilder ermittelt (Willems et al. 2008a).

Tabelle 4 zeigt eine Übersicht über die in der Literatur verwendeten Programme.

Tabelle 4: Übersicht DIC-Programme zur Scherwinkelbestimmung an trockenen Geweben

| Software | | ICASOFT | IMAGEJ | DEFTAC2D | VIC-2D | ARAMIS |
|-------------------|-----------|--------------------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|--------------------|
| Oberflächenmuster | natürlich | x | | | | |
| | künstlich | | x | x | x | x |
| Quelle | | (Cao et al. 2008; Lomov et al. 2008) | (Hivet und Duong 2011) | (Harrison et al. 2018) | (Carvelli et al. 2012) | (Deng et al. 2021) |

Abbildung 13 zeigt einen typischen Kurvenverlauf des Scherkraft-Scherwinkel-Verhaltens. Dieses lässt sich nach DOMISKIENE & STRADIENE (2005) in drei charakteristische Bereiche einteilen: Scherung, Scherung und Gleiten (Sliding), Gleiten (Sliding). Das Gleiten (Sliding) bezeichnet das Abgleiten der Faserbündel gegeneinander nach Erreichen des Blockierwinkels der Faserbündel im Gewebe, nachdem eine weitere Winkeländerung durch Gewebescherung nicht mehr möglich ist, was durch einen hohen Kraftanstieg gekennzeichnet ist (Domiskiène, J., Stradiene, E. 2005; Neitzel et al. 2014).

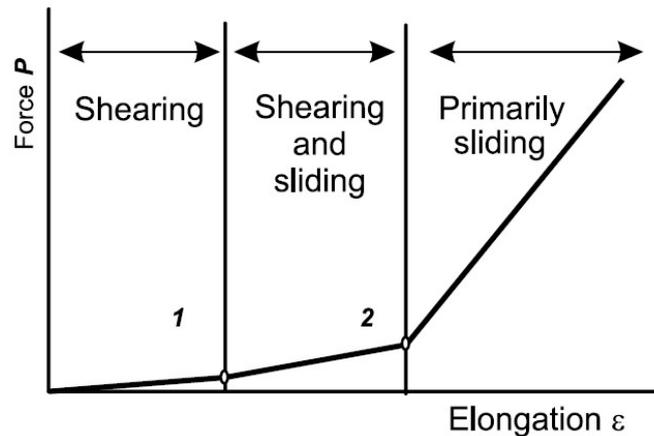


Abbildung 13: Schematischer Kraft-Dehnungs-Verlauf im Bias-Extension-Test nach DOMISKIENE & STRADIENE (2005)

2.3.3 Reibtest – Tool-ply / ply-ply

Beim Formprozess von faserverstärkten Thermoplasten entsteht Reibkontakt zwischen dem Material und dem Werkzeug (tool-ply) sowie zwischen den einzelnen (Gewebe-) Lagen des Materials (ply-ply). Das Reibverhalten kann mit Streifenauszugversuchen (pull-out-test) und Streifendurchzugversuchen (pull-through-test) charakterisiert werden. Der schematische Versuchsaufbau ist in Abbildung 14 dargestellt.

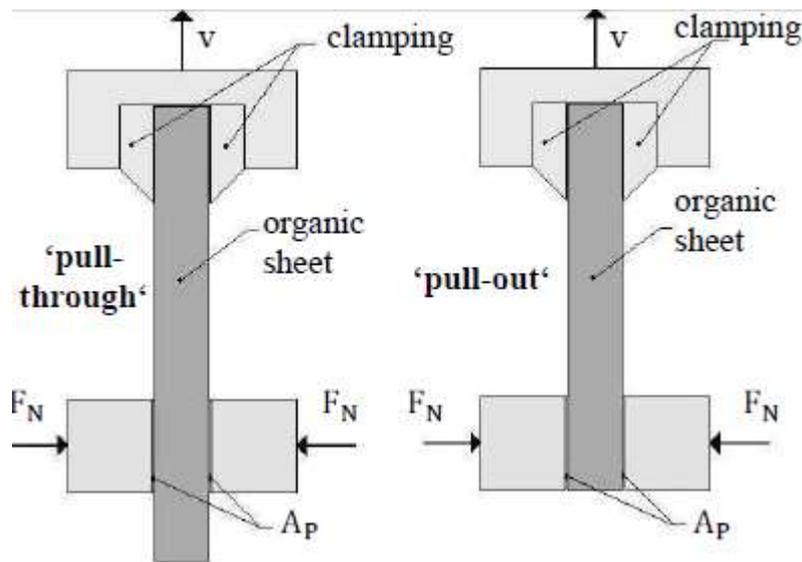


Abbildung 14: Schematischer Versuchsaufbau Streifenauszugversuch (pull-out) und Streifendurchzugversuche (pull-through) nach ENGEL & BRÜHAMANN (2013)

Die Probe wird einseitig fest eingespannt und mit konstanter Geschwindigkeit (v) zwischen zwei Reibbacken unter definierter Normalkraft (F_N) herausgezogen. Beim Streifendurchzugversuch ragt die Probe über die Reibbacken hinaus, wohingegen die Probe beim Streifenauszugversuch mit den Reibbacken abschließt und die Kontaktfläche (A_P) während des Versuchs abnimmt. Dieses Vorgehen beschreibt die Ermittlung des Reibverhaltens zwischen Werkzeug und FVT. Zur Bestimmung des Reibverhaltens zwischen den einzelnen Lagen des FVT, wird eine Probe zwischen zwei weiterer fest eingespannter Proben herausgezogen. Die Versuche erfolgen unter Variation von Druck bzw. Normalkraft, Geschwindigkeit und Temperatur von Werkzeug und Werkstoff.

HARRISON et al. (2009), GORCZYCA (2004), LEBRUN et al. (2003) und AKKERMAN et al. (2010) zeigen Apparaturen zur Untersuchung des Reibverhaltens für tool-ply Grenzflächen und VANCLOOSTER et al. (2008), SUNDQUIST (2017) und PIERIK et al. (2021) für ply-ply Grenzflächen auf.

Abbildung 15 zeigt typische Kurven der Reibversuche in Abhängigkeit der Geschwindigkeit. Bei niedrigen Geschwindigkeiten stellt sich ein konstanter Zustand ein, bei dem die Reibkraft auf einem Niveau bleibt. Mit zunehmender Geschwindigkeit gibt es einen hohen Anstieg der Kraft und somit des Reibkoeffizienten bis zum Einsetzen der Relativbewegung zwischen den Reibpartnern. Anschließend stellt sich ein konstantes Niveau ein.

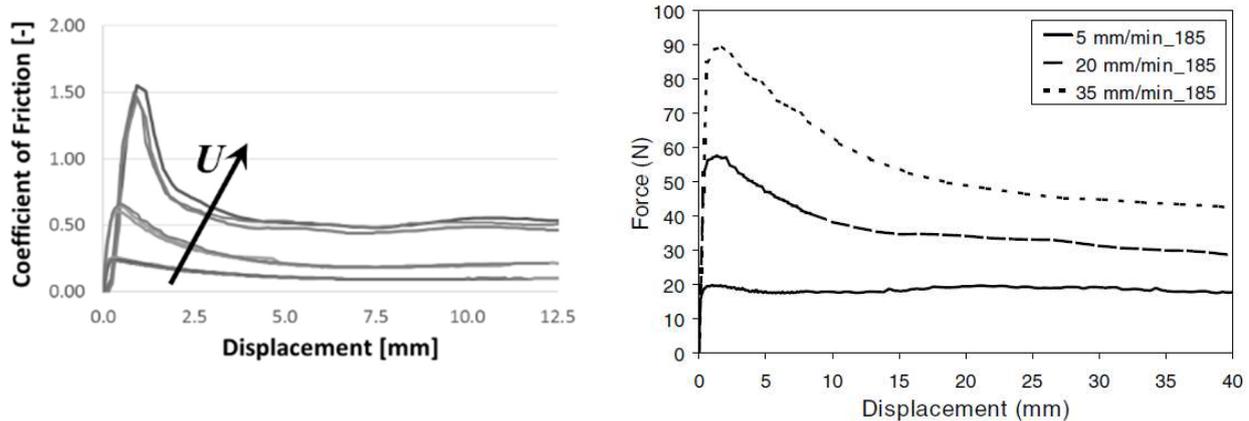


Abbildung 15: Typische Kraft-Weg-Verläufe der Reibversuche: Tool-ply nach AKKERMAN et al. (2018) (links); ply-ply nach LEBRUN et al. (2004) (rechts)

Aufgrund der schmelzflüssigen Matrix zu Beginn des Formprozesses und ihrer Abkühlung im Werkzeug kann sowohl Festkörperreibung (Coulomb'sche Reibung) als auch hydrodynamische Reibung (Flüssigkeitsreibung) auftreten, da die schmelzflüssige Matrix einen Schmierfilm ausbilden kann (ten Thije et al. 2008). Die hydrodynamische Reibung bestimmt auch das Zwischenschichtgleiten zwischen einzelnen FVT-Lagen. Das Reibverhalten wird von vielen Autoren anhand der Stribeck-Kurve beschrieben (Harrison et al. 2009; Fetfatsidis et al. 2011; Gorczyca 2004) (Abbildung 16). Dabei wird der Reibkoeffizient über dem Stribeck Parameter bzw. der Hersey-Zahl (H_e) aufgetragen. Diese wird nach Gleichung (G 5) bestimmt und berücksichtigt den Einfluss der Geschwindigkeit (v), des Normaldrucks p_N sowie der temperaturabhängigen Viskosität (η). Die Stribeck-Kurve beschreibt drei Reibzustände, die sich in Abhängigkeit der Hersey-Zahl und der darin enthaltenen Parameter einstellen:

- 1) Grenzreibung
- 2) Mischreibung
- 3) Flüssigkeitsreibung

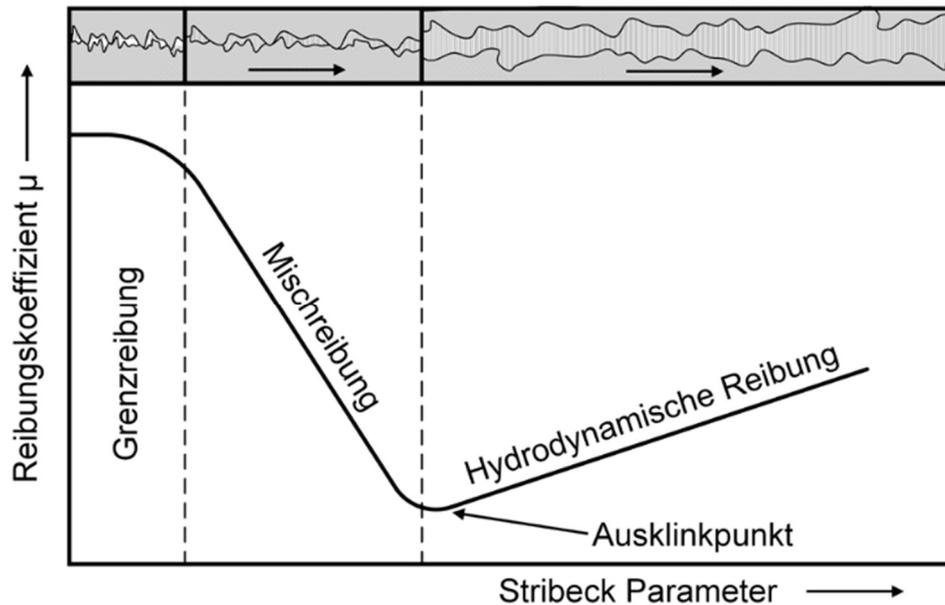


Abbildung 16: Stribeck-Kurve nach BRAUN (2015) basierend auf STRIBECK (1902)

$$H_e = \frac{\eta * v}{p_N} \quad [G 5]$$

2.4 Schlussfolgerungen aus dem Stand der Forschung

Neben kommerzieller Software gibt es verschiedene Simulationsmethoden zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste, die in der Literatur vorgestellt werden, die auf dem Aufbau einer Einheitszelle mit semi-diskreten Modellierungsansätzen aufbauen. Diese basieren auf LS-DYNA, bei dem es mit der Software J-COMPOSITES auch ein Tool zum Pre- und Post-Processing gibt. Die Modelle, die in ABAQUS/EXPLICIT erstellt worden sind, basieren auf der Programmierung eigener Subroutinen und erfordern entsprechende Programmier-Kenntnisse.

Die in der Literatur vorgestellten Untersuchungen der Einflussfaktoren auf die Faltenbildung bei der Formung von Bauteilen aus FVT zeigen auf, dass neben der Schersteifigkeit der Verstärkungsstruktur die Biegesteifigkeit des Verbunds einen merklichen Einfluss hat. Für die Qualität der gefertigten Bauteile ist die Vorhersage von Falten und deren Vermeidung bedeutend.

Die Beurteilung der Leistungsfähigkeit der vorgestellten Simulationsmodelle zur Vorhersage von Faltenbildung erfolgt meist qualitativ und anhand einfacher Geometrien. Deren quantitative Beurteilung erfordert jedoch eine genaue Vermessung der Bauteile hinsichtlich der Ausprägung der Faltenbildung und der Scherwinkel.

Des Weiteren sind die vorgestellten Methoden der Kennwertermittlung nicht genormt und es existiert keine einheitliche Vorgehensweise bei der Bestimmung der Schersteifigkeit und der Biegesteifigkeit oder ein Vergleich der erzielten Ergebnisse anhand verschiedener Methoden oder Probekörpergeometrien bei FVT.

Zur Bestimmung des Scherspannung-Scherwinkel-Verhaltens wird oftmals der Bias-Extension-Test eingesetzt, der eine In-situ-Bestimmung des Scherwinkels bedarf, was durch den Einsatz einer Wärmekammer erschwert wird. Die in der Literatur vorgestellten Methoden erfordern eine Markierung der Probekörper, das an trockenen Geweben erprobt und auch bei faserverstärkten Thermoplasten eingesetzt worden ist, unter der Annahme, dass die Bewegung der Markierung durch den aufgeschmolzenen Thermoplast nicht beeinflusst wird und die gemessenen Scherwinkel denen tatsächlich am Gewebe vorliegenden Werten entsprechen.

Aus dem Stand der Technik werden folgende offenen Forschungspunkte abgeleitet:

- 1) Aufbau von Einheitszellen zur Formsimulation von FVT ohne Programmieraufwand
- 2) Die Eignung verschiedener Methoden der Kennwertermittlung zur Abbildung des Formverhaltens faserverstärkter Thermoplaste hinsichtlich der Scherwinkel und Faltenbildung am Bauteil in Simulationsmodellen
- 3) In-situ Vermessung der Scherwinkel im Bias-Extension-Test ohne Markierung der Probe
- 4) Quantifizierung der Scherwinkel und Faltenbildung komplexer Bauteilgeometrien zur Beurteilung der Vorhersagegenauigkeit von Simulationsmodellen

3 Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise

Faserverstärkte Thermoplaste bestehen aus Verstärkungsfasern, bspw. in Form von Geweben, welche geschichtet in eine Thermoplastmatrix eingebracht sind. Zur Formung wird das Material erwärmt, um durch Aufschmelzen der Matrix den Gewebelagen zu ermöglichen, aufeinander abzugleiten, sowie eine Winkeländerung zwischen Kett- und Schussfäden des Gewebes zuzulassen. Um den Einsatz von Formteilen aus FVT weiter etablieren zu können, liegt das Bestreben in der Verbesserung der Methoden zur Formsimulation zur Unterstützung der Prozessauslegung und Werkzeuggestaltung. ABAQUS/EXPLICIT ist eine universelle Simulationssoftware, die in der universitären Forschung häufig Anwendung findet. Die in der Literatur vorgestellten Simulationsmodelle zur Abbildung des Formverhaltens von FVT mit ABAQUS/EXPLICIT basieren auf der Programmierung von Subroutinen, um das komplexe Materialverhalten von FVT abzubilden.

Die Simulationsmodelle erfordern die Charakterisierung des Materialverhaltens oberhalb der Schmelztemperatur des verstärkten Thermoplasts. Die vorgestellten Methoden der Kennwertermittlung sind nicht genormt und es existiert keine einheitliche Vorgehensweise oder ein Vergleich der erzielten Ergebnisse anhand verschiedener Methoden oder Probekörpergeometrien bei FVT. Zudem wird aus der Literatur nicht ersichtlich, wie sich die erzielten Ergebnisse bei der Kennwertermittlung auf die Ergebnisse der Simulationen hinsichtlich der Abbildbarkeit der Scherwinkel und Faltenbildung der Bauteile auswirken. Dies erfordert eine quantitative Bewertung der Simulationsergebnisse und somit eine genaue Vermessung der Bauteile hinsichtlich der Ausprägung der Faltenbildung und der Scherwinkel.

Im Rahmen der vorliegenden Dissertation wird eine Methode zur Formsimulation mit ABAQUS/EXPLICIT für FVT entwickelt und umfasst die im Folgenden beschriebenen Hauptaufgaben. Abbildung 17 stellt die Vorgehensweise bei der Methodenentwicklung und die Hauptaufgaben der Arbeit schematisch dar, sowie die zugehörigen Kapitel, in denen diese beschrieben werden.

In dieser Arbeit werden in Kapitel 4 unterschiedliche Methoden der Bestimmung der Schersteifigkeit, Biegesteifigkeit und des Reibverhaltens zwischen Werkzeug und Werkstoff sowie zwischen den einzelnen FVT-Lagen untersucht. Dies umfasst die Entwicklung von Prüfständen und Abläufen unter Berücksichtigung der Anforderungen der Prüfung bei Temperaturen oberhalb der Schmelztemperatur der thermoplastischen Matrix, sowie die Übertragbarkeit der Ergebnisse in das Simulationsmodell, deren Entwicklung in Kapitel 5 vorgestellt wird.

Die Entwicklung des Simulationsmodells in ABAQUS/EXPLICIT erfolgt nach dem Prinzip der Einheitszelle durch Kombination verfügbarer Materialmodelle und Elemente ohne Programmierungsaufwand. Somit soll eine schnelle und breite Anwendung sichergestellt werden.

Dabei werden auf der Grundlage des Stands der Technik verschiedene Einheitszellen aufgebaut und anhand der Simulation der Materialversuche hinsichtlich der Abbildbarkeit der Materialparameter bewertet. Auf dieser Grundlage erfolgt die Auswahl einer Einheitszelle, die für die Formsimulation eines Demonstrators in Form einer DoubleDome Geometrie in Kapitel 7 verwendet wird.

Um die Abbildbarkeit der Faltenbildung und der Scherwinkel der entwickelten Simulationemethode prüfen und das Modell validieren zu können, wird ein Formprozess zur Herstellung der DoubleDome Geometrie entwickelt, der bewusst Faltenbildung hervorruft. Die Beschreibung des Formprozesses sowie die Vermessung der vorliegenden Faltenbildung und Scherwinkel erfolgt in Kapitel 6.

Anschließend werden im Rahmen von Sensitivitätsanalysen anhand der Simulation der Materialversuche (Kapitel 5) und des Formprozesses (Kapitel 7) die Materialparameter mit dem größten Einfluss auf das Ergebnis des Formprozesses sowie Wechselwirkungen zwischen einzelnen Parametern ermittelt. Zudem erfolgt die Analyse des Einfluss der anhand verschiedener Methoden und Proportionen von Probekörpern erzielten Ergebnisse der Scherversuche auf die Ergebnisse der Formsimulationen. Auf dieser Basis erfolgt die Definition erforderlicher Materialversuche und Empfehlungen für die Versuchsdurchführung zur Validierung der Materialkarten im Simulationsmodell.

Abschließend wird in Kapitel 7 eine ganzheitliche Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste aufgezeigt, die anhand der Simulation eines Bumperquerträgers validiert wird.

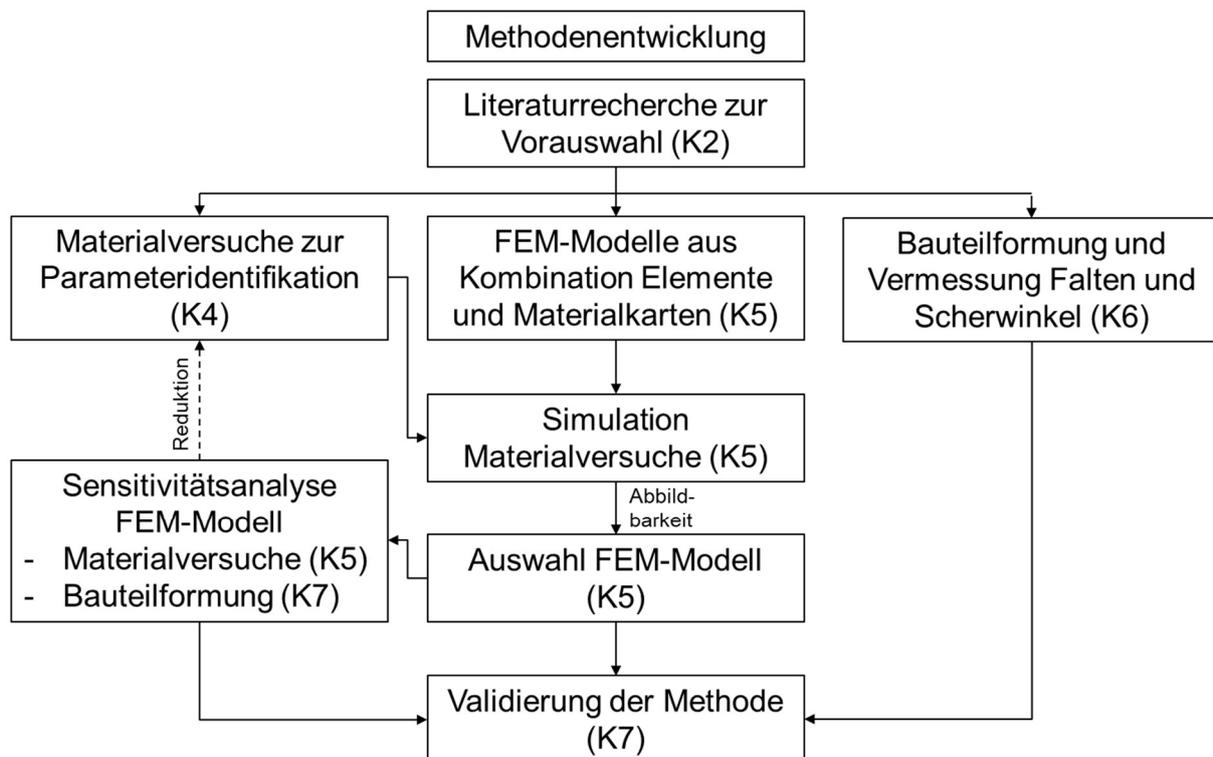


Abbildung 17: Schematische Darstellung der Vorgehensweise

Die vorliegende Arbeit umfasst zudem die Entwicklung einer Methode zur Bestimmung der Scherwinkel. Neben der Vermessung der Scherwinkel des fertigen Bauteils in Kapitel 6 ist die Bestimmung des Scherwinkels während der Kennwertermittlung der Gewebescherung in Kapitel 4 erforderlich, bei der sich die Probekörper in einer Wärmekammer befinden. Die Methode soll für beide Anwendungsfälle einsetzbar sein, woraus folgende Randbedingungen resultieren:

Die Vermessung des Bauteils nach der Formung schließt die Methode der digitalen Bildkorrelation aus, bei der ein Vergleich der Bewegung der Bildpunkte zweier Bilder erfolgt, da keine Bewegung des Werkstoffes vorliegt. Zudem wird auf eine Markierung der Probe verzichtet, da diese durch die Thermoplastische Schmelze bei der Prüfung in der Wärmekammer beeinflusst werden kann.

4 Materialversuche

In diesem Kapitel werden zunächst die Halbzeuge beschrieben und eine Methode zur Ermittlung der Scherwinkel an Halbzeugen, bei Scherversuchen und gefertigten Bauteilen sowie die verwendete Wärmekammer. Anschließend werden die Ergebnisse für die Scherversuche (*Picture-Frame-Test*, *Bias-Extension-Test*), Biegeversuche (*Cantilever-Bending-Test*, *Horizontaler und Vertikaler Biegeversuch*), Zugversuche und Reibversuche (*pull-out*, *pull-through*) sowie die Auswahl und Aufbereitung der Parameter zur Validierung des FE-Modells in Kapitel 5.2 erläutert.

4.1 Halbzeuge

Die zu untersuchenden Materialien bestehen aus einem 2/2 Köpergewebe aus Glasfasern mit einem Flächengewicht von $600 \frac{\text{g}}{\text{m}^2}$ eingebettet in eine Thermoplast-Matrix. Eine Prepreglage hat eine Dicke von 0,5 mm. Es werden Materialien mit einer und drei Gewebelagen (1,5 mm) getestet.

In den ersten Materialversuchen (Reibersuche zwischen FVT und Werkzeug, vgl. Kapitel 4.5.1), die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt worden sind, besteht die Matrix aus Polyamid 66 (PA66). Die Herstellerbezeichnung des Verbundmaterials ist TEPEX® Dynalite 101-RG600(X)/47%.

Polyamid 66 hat eine Schmelztemperatur von 260°C (Bond-Laminates 2014; LANXESS Deutschland GmbH 2021).

In den weiteren Versuchen in dieser Arbeit werden Polyamid 6 (PA6) und Polypropylen (PP) als Matrix-Werkstoff eingesetzt. Der Grund dafür liegt in der Nutzung einer Wärmekammer für die Biege- und Scherversuche, deren maximale Temperatur an vielen angefragten Instituten, die für die Untersuchung von PA66 erforderlichen Prüftemperaturen nicht realisieren konnten. PA6 und PP weisen mit 220°C (Bond-Laminates 2014) und 165°C (Bond-Laminates 2017) niedrigere Schmelztemperaturen auf. Bei Polymeren ist die Bezeichnung Schmelzpunkt nach SCHÜRMAN (2007) nicht korrekt, da diese einen Schmelzbereich aufweisen, aufgrund des Vorhandenseins von kristallinen als auch amorphen Strukturen. Der Schmelzbereich kann kalorimetrisch ermittelt werden und ist in Abbildung 18 anhand eines Polyamid 6 dargestellt. Nach LECHNER (2014) ist die Schmelztemperatur definiert als der rechte Rand des Schmelzbereichs.

Die Herstellerbezeichnungen der Materialien mit PA6- und PP-Matrix sind: TEPEX® Dynalite 102-RG600(X)/47% und TEPEX® Dynalite 104-RG600(X)/47% von BOND LAMINATES und TPone von FIBREWORK. Das Material von FIBREWORK ist vorzugsweise für Vorversuche eingesetzt worden zur Definition des Versuchsablaufs und geeigneten Prozessfensters.

Die Materialtests werden bei verschiedenen Temperaturen in Thermokammern durchgeführt zwischen 220°C und 260°C bei PA6 und zwischen 165°C und 190°C bei PP, was im Bereich der Formtemperatur liegt. Die Temperaturmessung erfolgt über Thermolemente.

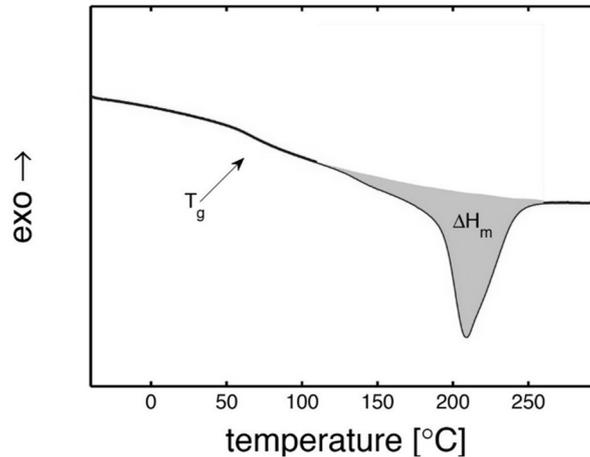


Abbildung 18: DSC-Messung Polyamid 6 nach PARODI et al. (2017)

Die Abbildungen 19 und 20 zeigen die Fließkurven von PA6 und PA66 in Abhängigkeit der Temperatur. Bei beiden Polyamiden liegt die Viskosität im Bereich zwischen 10^2 Pa*s und 10^3 Pa*s bei einer Scherrate von $10^0 \frac{1}{s}$ bis $10^3 \frac{1}{s}$.

Aufgrund des ähnlichen Fließverhaltens von PA6 und PA66, das sich in den Abbildungen 19 und 20 zeigt, wird angenommen, dass die Ergebnisse der Reibversuche aus Kapitel 4.5.1, die anhand einer PA66-Matrix erfolgen, für die Simulationen der Bauteilformung mit PA6-Matrix in Kapitel Validierung der Methode verwendet werden können.

Die Abbildungen 19 und 21 zeigen die Viskositäten von Polyamid 6 und Polypropylen in Abhängigkeit der Scherrate bei verschiedenen Temperaturen. Daraus wird ersichtlich, dass die Viskosität bei Polyamid 6 für Scherraten im Bereich von $1 \frac{1}{s}$ bis ca. $1000 \frac{1}{s}$ annäherungsweise konstant verläuft und erst bei Scherraten über $1000 \frac{1}{s}$ ein Einfluss dieser zu erkennen ist. Die Viskosität von Polypropylen zeigt eine merkliche Abhängigkeit von der Scherrate für den gesamten dargestellten Messbereich von $<1 \frac{1}{s}$ bis $500 \frac{1}{s}$. Zudem zeigt die Fließkurve von Polypropylen einen deutlicheren Einfluss der Temperatur auf die Viskosität dieses Thermoplasts im Vergleich zu Polyamid 6. Zudem ist den Abbildungen 19 und 21 zu entnehmen, dass die Viskosität von Polypropylen um Faktor 10 größer ist als die Viskosität von Polyamid 6, gemessen bei einer Scherrate von $1 \frac{1}{s}$.

Der Einfluss dieser unterschiedlichen Temperatur- und Scherratenabhängigkeit von PA6 und PP wird anhand der Ergebnisse der Materialversuche in den folgenden Unterkapiteln näher erläutert.

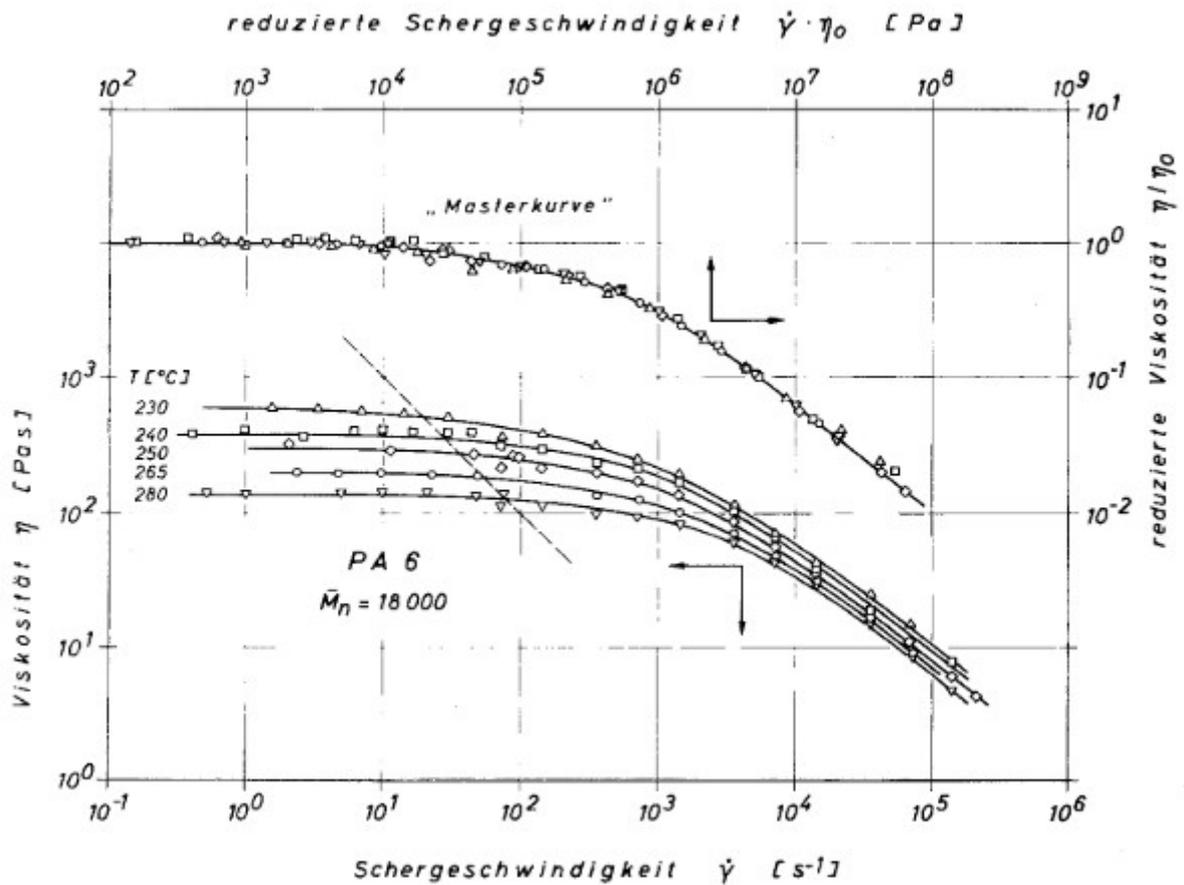


Abbildung 19: Fließkurven PA6 in Abhängigkeit der Temperatur nach LAUN (1979)

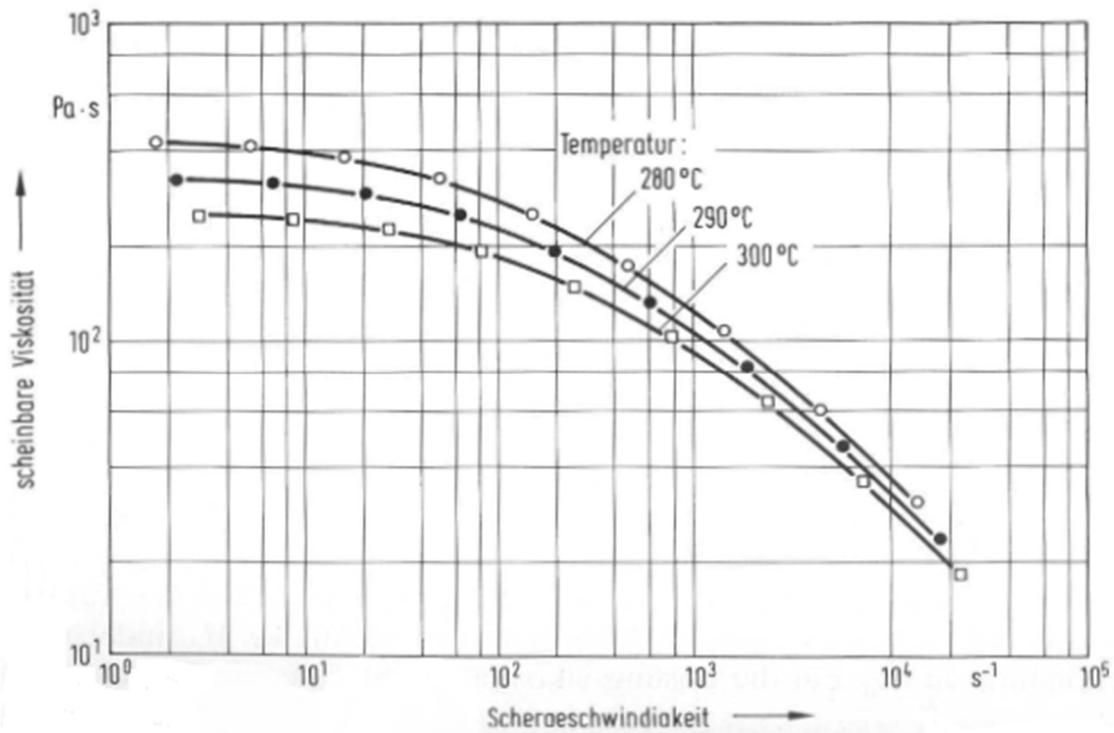


Abbildung 20: Fließkurven PA66 in Abhängigkeit der Temperatur nach BECKER et al. (1998)

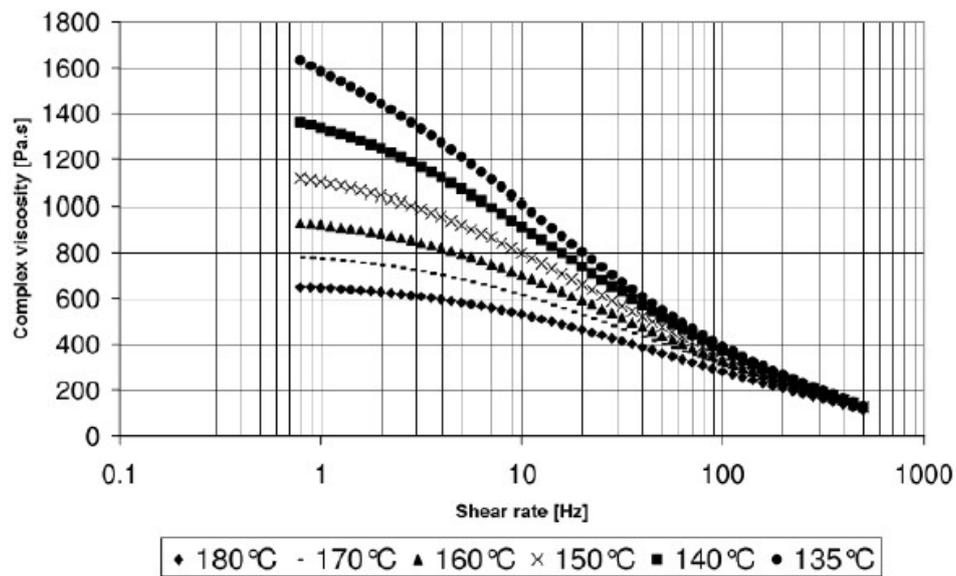


Abbildung 21: Fließkurven PP in Abhängigkeit der Temperatur nach VANCLOOSTER et al. (2008)

Weiterhin wird der Einfluss der Gewebearchitektur der Faserverstärkung hinsichtlich des Scherverhaltens im Bias-Extension-Test in Kapitel 4.3.2 und des Zwischenschichtgleitens in Kapitel 4.5.2 untersucht. Dafür wird einerseits die Bindungsart variiert und ein Leinwandgewebe verwendet, das ebenfalls ein Flächengewicht von $600 \frac{\text{g}}{\text{m}^2}$ aufweist. Die Herstellerbezeichnung ist TEPEX® Dynalite 102-RG601(X)/47%. Ergänzend dazu wird die Dicke der Faserbündel variiert bei gleicher 2/2 Körperbindung. Unter Verwendung von Filamentgarnen beträgt die Dicke des Verbunds 0,25 mm bei einem Flächengewicht von $290 \frac{\text{g}}{\text{m}^2}$. Die Herstellerbezeichnung ist TEPEX® Dynalite 102-FG290(X)/47%.

In der folgenden Tabelle 5 werden die Materialien hinsichtlich der Herstellerbezeichnung, Zusammensetzung und der Materialversuche zur besseren Übersicht zusammengefasst:

Tabelle 5: Übersicht Versuchsmaterialien

| Herstellerbezeichnung | Dicke [mm] | Gewebe | | | Matrix | Versuch |
|-------------------------------------|---------------|--|------------------------|-------------|--------|---|
| | | Flächen- gewicht [$\frac{g}{m^2}$] | Art der Faserbündel | Bindungsart | | |
| TPone von FIBREWORK | 0,5 | 600 | Roving | 2:2 Köper | PA6 | Vorversuche |
| TEPEX® Dynalite 102-RG600(X)/47% | 0,5 | 600 | Roving | 2:2 Köper | PA6 | Scher-, Zug-, Biegeversuche, Reibung (ply-ply) |
| TEPEX® Dynalite 101-RG600(X)/47% | 0,5 | 600 | Roving | 2:2 Köper | PA66 | Reibung (tool-ply) |
| TEPEX® Dynalite 104-RG600(X)/47% | 0,5 | 600 | Roving | 2:2 Köper | PP | Scher- und Biegeversuche, Reibung (ply-ply) |
| TEPEX® Dynalite 102-RG601(X)/47% | 0,5 | 600 | Roving | Leinwand | PA6 | Scherversuche |
| TEPEX® Dynalite 102-FG290(X)/47% | 0,25 | 290 | Filament | 2:2 Köper | PA6 | Scherversuche, Reibung (ply-ply) |

4.1.1 Entwicklung einer Methode zur Vermessung der Faserwinkel und Scherwinkel

Die Halbzeuge können Fehler aufweisen, wie bspw. Faserversatz (Sidhu et al. 2001) oder Faserwinkelabweichungen. Es wird davon ausgegangen, dass Abweichungen der Faserwinkel von der idealen rechtwinkligen Ausrichtung des Gewebes die Formeigenschaften und somit das Ergebnis der Bauteilformung beeinflussen können. Zur Überprüfung der in den verwendeten Halbzeugen vorliegenden Faserwinkel wird ein Matlab-Programm entwickelt, mit dem Ziel der optischen Erfassung der Faserorientierung an der Oberfläche von plattenförmigen Halbzeugen aus faserverstärkten Thermoplasten.

Die Untersuchungen der verwendeten Halbzeuge zeigen Faserwinkelabweichungen von bis zu 3° . Das Matlab-Programm wird in dieser Arbeit neben der Vermessung der Faserwinkel der verwendeten Halbzeuge auch zur Vermessung der Scherwinkel der Demonstrator-Bauteile in Kapitel 6.3 sowie zur insitu-Bestimmung der Scherwinkel im *Bias-Extension-Test* in Kapitel 4.3.2 eingesetzt.

Bei der Entwicklung der Methode zur Vermessung der Faser- und Scherwinkel von FVT werden die in Kapitel 3 erläuterten Randbedingungen berücksichtigt, aus denen sich die folgenden Randbedingungen ableiten:

- Auswertung soll an einem Bild erfolgen
- keine Markierung der Probe

Im Folgenden wird die Vorgehensweise bei der Ermittlung der Scherwinkel anhand der Bilder in Abbildung 22 erläutert.

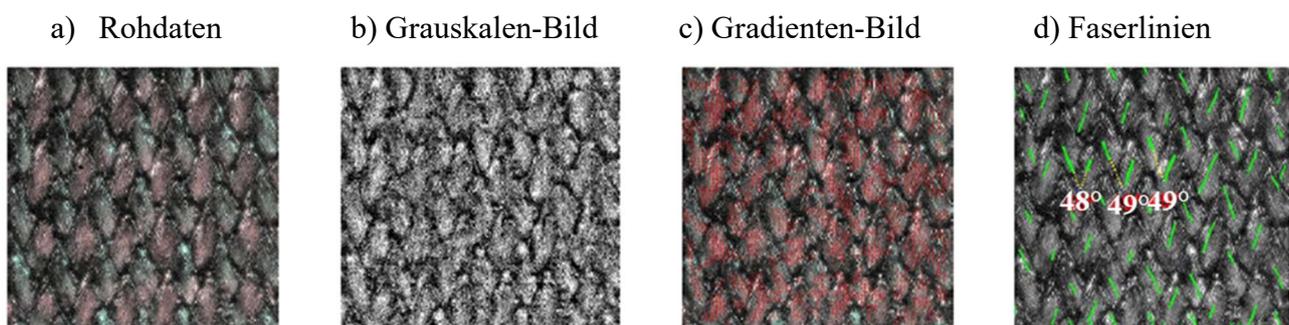


Abbildung 22: Bestimmung der Scherwinkel mit Matlab nach GRAEF et al. (2021)

Die Basis für die Berechnung der Faserwinkel sind digitale Fotografien der Materialoberfläche (Abbildung 22 a). Die Qualität der Aufnahmen bestimmt die Qualität der berechneten Scherwinkel, wobei zur Erfassung der Faserverläufe der Kontrast zwischen hellen Fasern und der dunklen Matrix genutzt wird. Der Kontrast zwischen den Fasern und der Matrix kann durch eine Beleuchtung mit

diffusem Licht verbessert werden. Zudem können dadurch Reflexionen an den Aufnahmen vermindert werden. Des Weiteren ist eine gleichmäßige Beleuchtung der Fasern in Kett- und Schussrichtung erforderlich.

Im ersten Schritt, der Vorverarbeitung der Bilder, wird ein Graustufenbild erzeugt (Abbildung 22 b), in dem die Faser- und Matrixbereiche anhand der Intensitätswerte der Pixel voneinander unterschieden werden können. Anschließend kann das Bild durch einen definierten Schwellwert in Faserbereiche (weiß) und Matrixbereiche (schwarz) eingeteilt werden. Eine Unterteilung des Bildes in Blöcke ermöglicht die Verwendung unterschiedlicher Schwellwerte für jeden Block, was je nach Bildqualität die Abgrenzung zwischen Fasern und Matrix verbessert. Im zweiten Schritt, der Berechnung des Bildgradienten, wird das Bild in beiden Richtungen mit Differentialfiltern abgeleitet. Die Gesamtsteigung an jedem Punkt im Bild kann durch geometrische Beziehungen bestimmt werden. Diese zeigt die Richtung des größtmöglichen Kontrastes zwischen Weiß und Schwarz und steht somit senkrecht zu den Fasern. Durch Drehung dieses Gradienten um 90° wird der Verlauf konstanter Intensitätswerte im Bild bestimmt (Abbildung 22 c). Die Ergebnisse werden mit einem Gaußschen Filter geglättet. Die angepasste Euler-Integration wird verwendet, um die Stromlinien aus den berechneten Vektordaten zu bestimmen. Diese zeigen den Faserverlauf an (Abbildung 22 d). Aus den ermittelten Linien lassen sich die Scherwinkel zwischen den Fasern berechnen.

Das Programm wird in dieser Arbeit auch als „Ein-Bild-Analyse“ bezeichnet, da dieses insbesondere bei der insitu-Messung der Scherwinkel im *Bias-Extension-Test* den Vorteil bietet, dass die Scherwinkel anhand einer Bildaufnahme ausgewertet werden können. Die in Kapitel 2.3.2 beschriebene Vorgehensweise der digitalen Bildkorrelation erfordert den Vergleich mehrerer Bilder des Prozesses. Ein weiterer Vorteil der hier vorgestellten Ein-Bild-Analyse liegt darin, dass eine Markierung der Probe nicht erforderlich ist, und somit kein Einfluss der Thermoplastschmelze auf die Bewegung der Markierung vorliegt. Der Kontrast zwischen Fasern und Matrix ist ausreichend, um deren Verlauf zu ermitteln.

4.2 Wärmekammer

Der Aufbau der für den *Bias-Extension-Test* und die Biegeversuche konstruierten Wärmekammer ist in Abbildung 23 schematisch dargestellt. Die Kammer besteht aus zwei Rahmen aus Flachstahl (1), an die außen und innen Bleche angeschraubt sind (2), in deren Zwischenraum mineralische Dämmwolle eingebracht ist. An der Seitenwand werden zwei Heißluftgebläse (4) über Flansche (3) angebracht, deren Heißluft über zwei Verteilerrohre (5) in der Kammer verteilt werden. Auf der gegenüberliegenden Seitenwand sind Abluftöffnungen angebracht, die durch einen Schieber (6) geschlossen werden können. An den Seitenwänden sowie der Ober- und Unterseite der Kammer sind Langlöcher angebracht, die der Durchführung der verschiedenen Versuche dienen und über Bleche

verschlossen werden können. Die Befestigungsschiene (7) dient der Befestigung der Kammer an der oberen Traverse einer Universalprüfmaschine. Die Befestigungsleisten (8) dienen der Aufnahme verschiedener Versuchswerkzeuge. Die Kammer wird mit zwei Türen (Abbildung 23) verschlossen. Diese werden auf die Stehbolzen (9) der Wärmekammer geschoben und mit Flügelmuttern befestigt. Zwischen Kammer und Tür ist eine Dichtung (14) angebracht. Eine Tür besteht aus einem Vierkantrohrrahmen (10), in den zwei wärmebeständige Glasscheiben (11), die üblicherweise für Kaminöfen verwendet werden, mit Abstandshaltern (12) und Dichtungen eingesetzt sind und durch aufgeschraubte Bleche (13) fixiert werden. Zur Montage der Türen an der Kammer sind Haltegriffe (15) montiert.

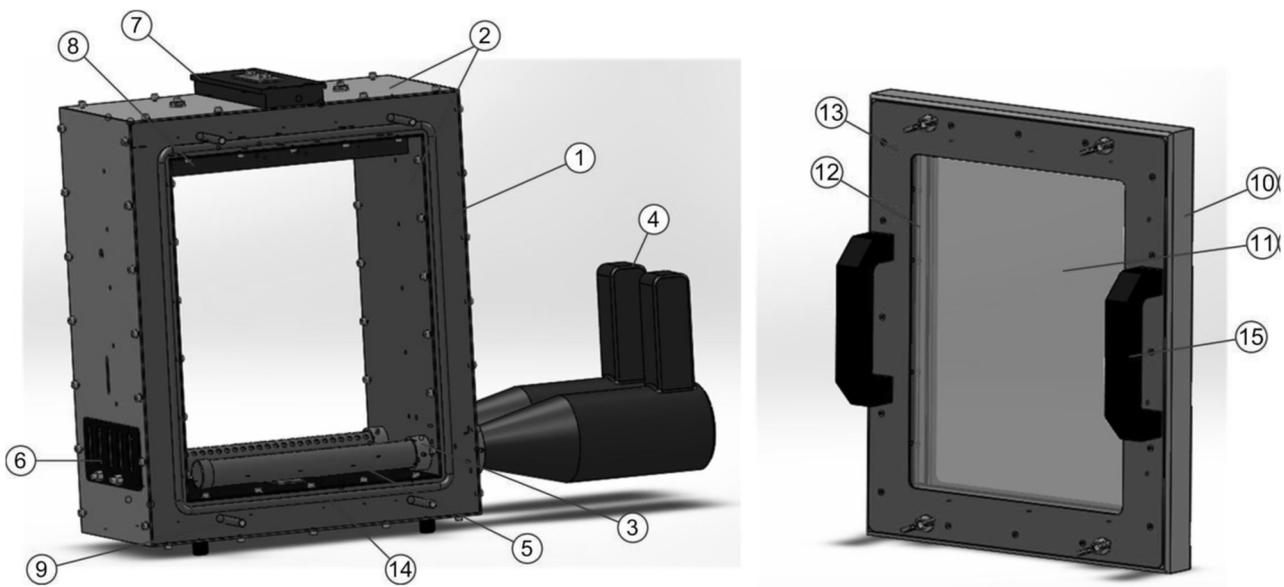


Abbildung 23: 3D-Modell Wärmekammer (links) und Tür (rechts)

Um Probentemperaturen von 260°C zu erzielen, werden Heißluftgebläse von Steinell mit einer Nennleistung von je $2,3\text{ kW}$ eingesetzt. Die Temperatur der Heißluft in der Kammer beträgt dabei 350°C . Die IST-Temperatur wird über ein Thermoelement kontrolliert, die Regelung erfolgt manuell über die Einstellung der Ausgangstemperatur am Gebläse und dessen Luftstrom. Die für die einzelnen Versuche erforderlichen Einstellungen sind experimentell ermittelt worden.

Die Diagramme in Abbildung 24 zeigen beispielhaft den Temperaturverlauf eines gesamten Aufheizvorgangs und ab Versuchsbeginn für eine Nenntemperatur von 260°C einer Versuchsprobe des *Bias-Extension-Tests*, der in Kapitel 2.3.2 beschrieben wird.

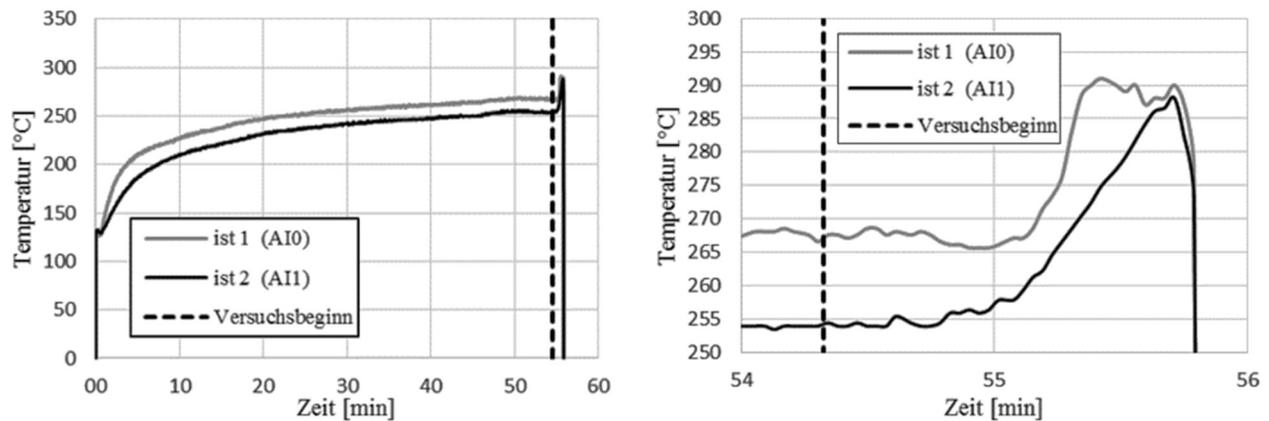


Abbildung 24: Temperaturverlauf gesamt (links) und ab Versuchsbeginn (rechts)

Die Messung erfolgt anhand von Thermoelementen Typ K, die am oberen (AI0) und unteren (AI1) Probenrand mit hitzebeständiger Captonklebefolie angebracht sind. Bei den Versuchen stellt sich ein Temperaturgradient ΔT von bis zu 10°C bei der maximalen Versuchstemperatur von 260°C ein. Die Nenntemperatur wird in der Probenmitte eingestellt, woraus $\Delta T \pm 5^{\circ}$ an den Probenenden resultiert. Abbildung 24 (rechts) zeigt, dass die Temperatur bei Versuchsbeginn am oberen Probenende ca. 266°C und am unteren Probenende ca. 255°C beträgt. Der Temperaturanstieg am Ende des Scherversuchs ist mit dem Ablösen der Thermoelemente zu begründen, die nun die heißere Umgebungsluft messen.

4.3 Scherversuche

4.3.1 Picture-Frame-Test (Scherrahmenversuch)

Die Scherversuche erfolgen in Anlehnung an den in Kapitel 2.3.2 beschriebenen Picture-Frame-Test. Die quadratische Probe hat eine Seitenlänge L_0 von 200mm. Die Probe wird an den Außenseiten fest in einem Rahmen geklemmt (Abbildung 25) oder mit Nadeln fixiert (Abbildung 26). Die Orientierung der Faserbündel des Gewebes beträgt $\pm 45^{\circ}$ zur Zugrichtung. Die Probe verformt sich unter Belastung zu einer Raute. Der Winkel zwischen den Faserbündeln von anfänglich 90° (α^0) ändert sich (α). Der Betrag dieser Winkeländerung wird als Scherwinkel φ bezeichnet. Dieser kann nach Gleichung (G 6) anhand der Zugkraft F , der Seitenlänge L_0 , der Probendicke t und dem Faserwinkel α ermittelt werden. Während des Versuchs wird die Zugkraft aufgenommen, die am Rahmen angreift. Diese wird nach HARRISON et al. (2002) über Gleichung (G 7) in eine Scherspannung τ_{12} umgerechnet. Die Scherspannung über dem Scherwinkel (angegeben in [Rad]) sind die Eingangsparameter für die Materialkarte *Fabric in ABAQUS/EXPLICIT.

$$\varphi = \alpha^0 - \alpha \quad [G 6]$$

$$\tau_{12} = \left(\frac{F}{L_0 * t} \right) * \frac{1}{\cos \varphi} \quad [G 7]$$

Die Versuche anhand des Scherrahmens mit fester Einspannung (Abbildung 25), der von von LEUTZ (2016) konstruiert worden ist, erfolgen am LEHRSTUHL FÜR CARBON COMPOSITES DER TU MÜNCHEN mit der Universalprüfmaschine Inspekt 250 von Hegewald & Peschke.

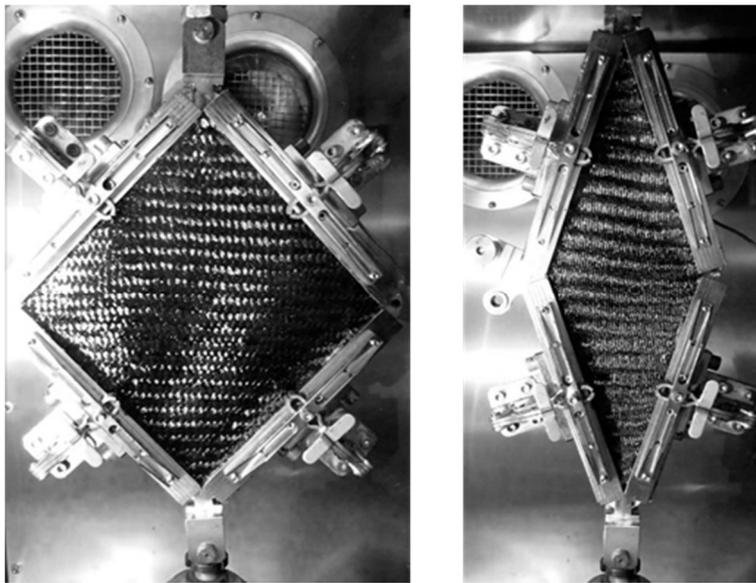


Abbildung 25: *Picture-Frame-Test* mit fester Einspannung; Testbeginn (links) und Testende (rechts), Scherwinkel 60°

Die verwendete Kraftmessdose hat einen Messbereich bis 10 kN und die Wärmekammer hat einen Einstellbereich von -40°C bis $+350^\circ\text{C}$. Die Temperaturmessung erfolgt mit einem Thermoelement an der Probe, das mit hitzebeständigem Klebeband in seiner Position in der Kammer mit Berührung zur Probe bei Versuchsbeginn, aber nicht an der Probe selbst fixiert wird. Zum Erreichen der Prüftemperatur der Probe von 260°C wird eine Temperatur der Heißluft von ca. $320\text{-}350^\circ\text{C}$ und einer Haltezeit von 5 Minuten gewählt. Zuvor werden die Proben in einem Kammerofen bei 70°C getrocknet, um den möglichen Einfluss von Feuchtigkeit im Matrixmaterial auf die Versuchsergebnisse zu eliminieren. Der Scherversuch erfolgt an imprägnierten Geweben bei Formtemperatur sowie an trockenen Gewebe ohne Matrixwerkstoff bei Raumtemperatur.

Letztere werden auch am LEHRSTUHL FÜR TEXTILMASCHINEN UND TEXTILE HOCHLEISTUNGSWERKSTOFFTECHNIK DER TU DRESDEN getestet. Dabei erfolgt die Fixierung anhand von Nadeln (Abbildung 26 und 27).

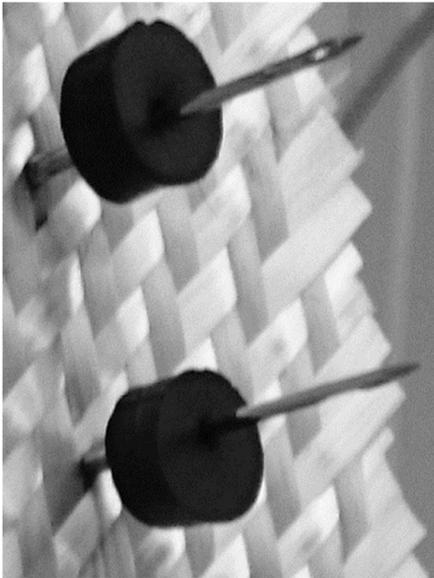


Abbildung 26: Fixierung des Gewebes mit Nadeln

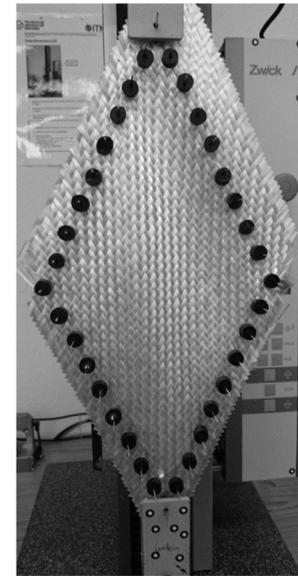
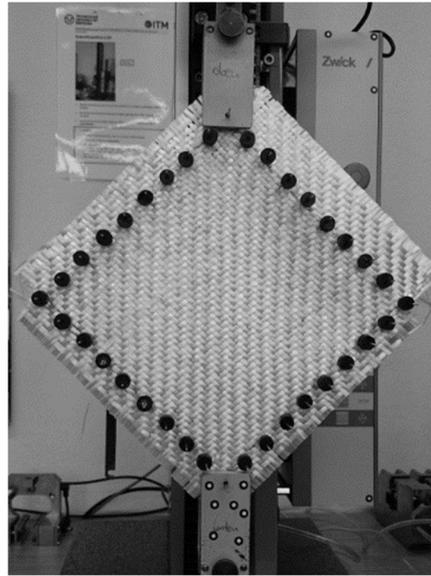


Abbildung 27: *Picture-Frame-Test* mit Nadeln; Testbeginn (links) und Testende nach ENGEL & GRAEF (2015) (rechts)

Der entsprechende Rahmen ist von HÜBNER et al. (2012) konstruiert worden. Durch die Nadeln bleibt eine Ausrichtung der Faserbündel parallel zu den Seiten des Scherrahmens während des Versuchs erhalten, da ihre Rotation nicht eingeschränkt wird. Die Versuche werden mit der Zugprüfmaschine zwickiLine Z2.5 der Firma ZWICK GMBH & CO. KG mit einer maximalen Zugkraft bis 2,5 kN durchgeführt. Abbildung 27 zeigt eine Versuchsprobe vor und nach dem Scherversuch.

Die Versuchsparameter des *Picture-Frame-Tests* sind in Tabelle 6 zusammengefasst. Die getesteten Probenmaterialien haben das gleiche Rovinggewebe mit 2/2 Köperbindung aus Glasfasern mit einem Flächengewicht von 600g/m² (RG600). Neben dem trockenen Gewebe, die mit beiden in Abbildung 25 und 27 dargestellten Scherrahmen geprüft werden, werden imprägnierte Gewebe mit Polyamid 6 und Polypropylen mit dem Scherrahmen mit fester Einspannung geprüft. Die dafür gewählten Temperaturen liegen jeweils ca. 15°C und 35°C oberhalb der Schmelztemperatur der Matrix. Bei dem mit Polyamid 6 imprägnierten Gewebe werden zudem Proben bestehend aus einer (0,5 mm) und drei Gewebelagen (1,5 mm) untersucht.

Tabelle 6: Versuchsparameter *Picture-Frame-Test*

| | | | |
|-----------------------------|------------|-----|-----|
| Temperatur T [°C] | PA6 | 260 | 240 |
| | PP | 200 | 180 |
| | Gewebe tr. | RT | |
| Geschwindigkeit v [mm/min.] | | 50 | |
| Anzahl Gewebelagen | | 1 | 3 |

Die Versuchsergebnisse sind in den folgenden Abbildungen 28-31 dargestellt, die zunächst die Streuung zwischen den einzelnen Proben auffallen lassen. Eine mögliche Erklärung für die Abweichungen ist die Einstellung der Nenntemperatur in der Wärmekammer durch das Einströmen von Heißluft mit höherer Temperatur und die Messung der Probentemperatur durch ein Thermoelement, welches beim Erwärmen seine Position zur Probe ändern könnte, da es in seiner Position in der Kammer, jedoch nicht an der Probe selbst fixiert ist.

Zudem konnte bei der Durchführung der *Bias-Extension-Tests* aus Kapitel 4.3.2 festgestellt werden, dass die unterschiedliche Restwärme nach X Versuchen in der dort verwendeten Wärmekammer einen Einfluss auf die Versuchsergebnisse hat.

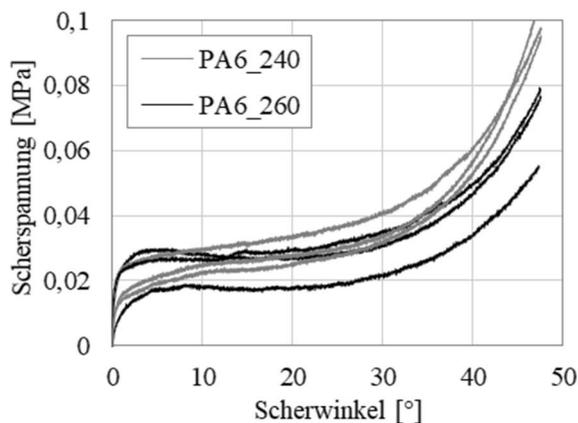


Abbildung 28: Scherspannung-Scherwinkel-Kurven drei Gewebelagen (50mm/min.; RG600/PA6)- Vergleich 240°C und 260°C

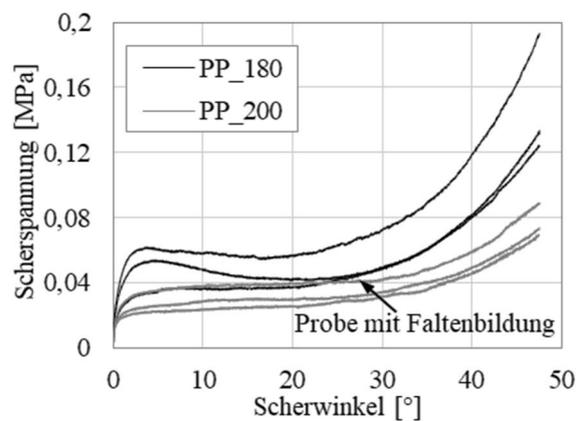


Abbildung 29: Scherspannung-Scherwinkel-Kurven drei Gewebelagen (50mm/min.; PP)- Vergleich 180°C und 200°C

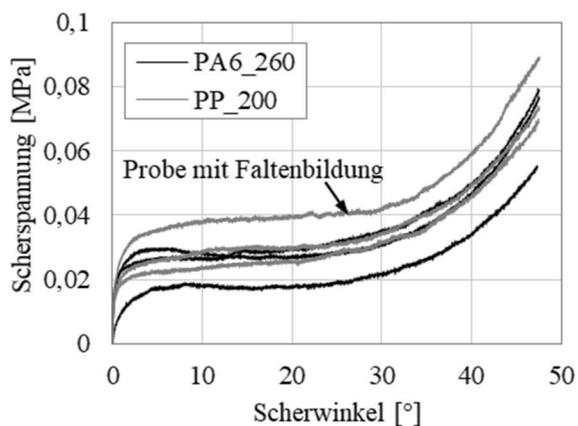


Abbildung 30: Scherspannung-Scherwinkel-Kurven drei Gewebelagen (50mm/min.) – Vergleich PP (200°C) und PA6 (260°C)

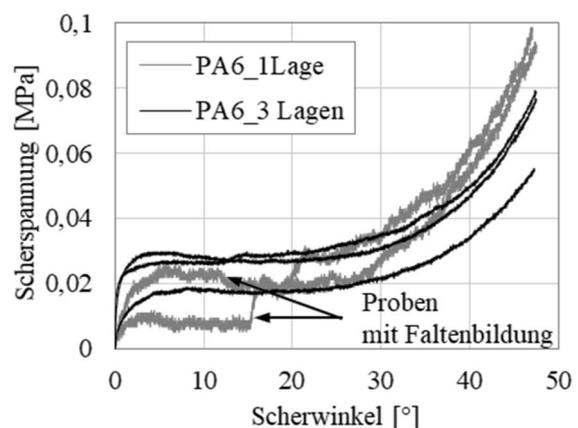


Abbildung 31: Scherspannung-Scherwinkel-Kurven (260°C; 50mm/min.; PA6) – Vergleich Anzahl Gewebelagen

Die Ergebnisse, die anhand des trockenen Gewebes mit fester Einspannung bei Raumtemperatur erzielt worden sind (Abbildung 32) zeigen jedoch ebenfalls einen Ausreißer, der nicht auf die Temperatur zurückgeführt werden kann. Somit sei hier auf ein zweites Phänomen hingewiesen, das

anhand des in Abbildung 32 dargestellten Vergleichs der Versuche mit fester Einspannung und Fixierung des Gewebes mit Nadeln erläutert werden kann. Bei gleicher Probengröße und Prüfgeschwindigkeit weichen die Maximalkräfte um Faktor 2 voneinander ab, wobei die Fixierung der Nadeln nach Abbildung 26 geringere Kräfte im Versuch aufzeigt. LAUNAY et al. (2008) konnten durch Messung der Normalkräfte an den Einspannvorrichtungen des Scherrahmens (*Picture-Frame*) Zugkräfte in den Fasern feststellen, die auch von ENGEL & GRAEF (2015) anhand eines hyperelastischen Modells und von NISHI et al. (2014a) anhand eines Meso-Skalen-Modells nachgewiesen werden konnten. Die Ursache liegt in der festen Einspannung der Faserbündel an allen Seiten der Probe. Wenn die Faserbündel nicht parallel zu den Probenkanten bzw. Klemmvorrichtungen verlaufen (durch herstellungsbedingte Abweichungen im Halbzeug, Probenzuschnitt oder Handling), kommt es neben der erwünschten Scherung auch zu einer Dehnung der Fasern (Launay et al. 2008; Engel und Graef 2015). MILANI et al. (2009), LEBRUN et al. (2003) und PENG et al. (2003) machen ebenfalls die nicht exakte Ausrichtung der Fasern verantwortlich für die mangelnde Reproduzierbarkeit des *Picture-Frame-Tests*. Abbildung 33 zeigt den Einfluss einer globalen Winkelabweichung der Probe von $0,1^\circ$ und $0,5^\circ$ anhand eines hyperelastischen Makro-Skalen-Modells, das von ENGEL & GRAEF (2015) genauer erläutert wird. Eine Rotation der Probe um $0,5^\circ$ führt zu einer Verdoppelung der Kräfte in Längsrichtung des Scherrahmens.

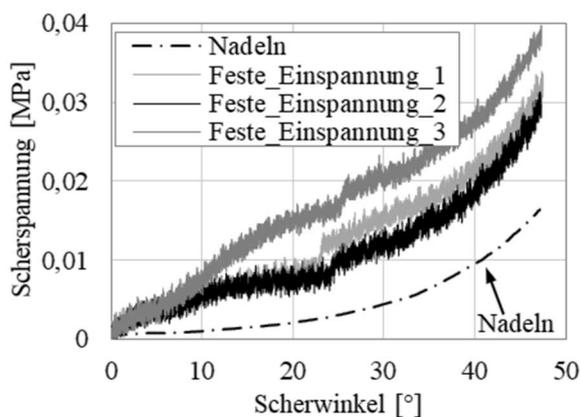


Abbildung 32: Scherkraft-Scherwinkel-Kurven trockenem Gewebe (RT; 50mm/min.) – Vergleich verschiedener Einspannungen

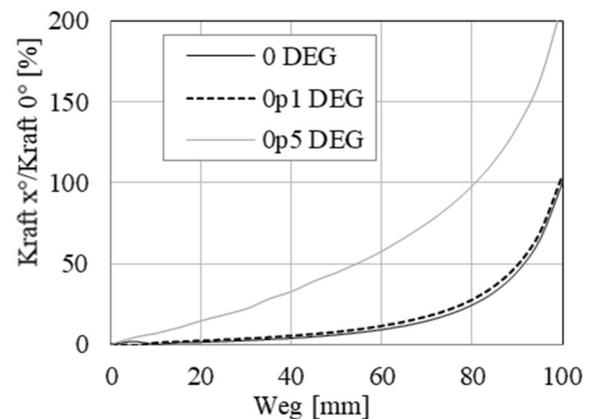


Abbildung 33: Kraft-Weg-Kurven Simulation Hyperelastisches Modell – Einfluss Winkelabweichung Fasern – nach ENGEL & GRAEF (2015)

Während der *Picture-Frame-Tests* zeigen einige Proben Faltenbildung auf (vgl. Abbildungen 28-31), die anhand von Videoaufnahmen aufgezeichnet worden sind. Abbildung 34 zeigt einen Vergleich zweier Proben mit und ohne Faltenbildung. Diesen Proben lassen sich die höchsten Scherspannung-Scherwinkel-Kurven innerhalb ihrer Versuchsreihe zuordnen. Tritt beim *Picture-Frame-Test*

während des Versuchs Faltenbildung auf, ist die Zunahme des Scherwinkels nicht mehr analog zur Wegänderung der Prüfmaschine und die Probe wird als ungültig eingestuft. Faltenbildung ist nach LONG (2007) erst am Ende des Versuchs zulässig. LEUTZ (2016) zeigt ein weiteres Phänomen auf, das durch die feste Fixierung der Faserbündel im Scherrahmen entsteht.

Die Fasern nehmen eine S-Form an, was ebenfalls zu einer Abweichung der Scherwinkel an der Probe zu den anhand der Wegänderung der Prüfmaschine ermittelten Winkeln führt.

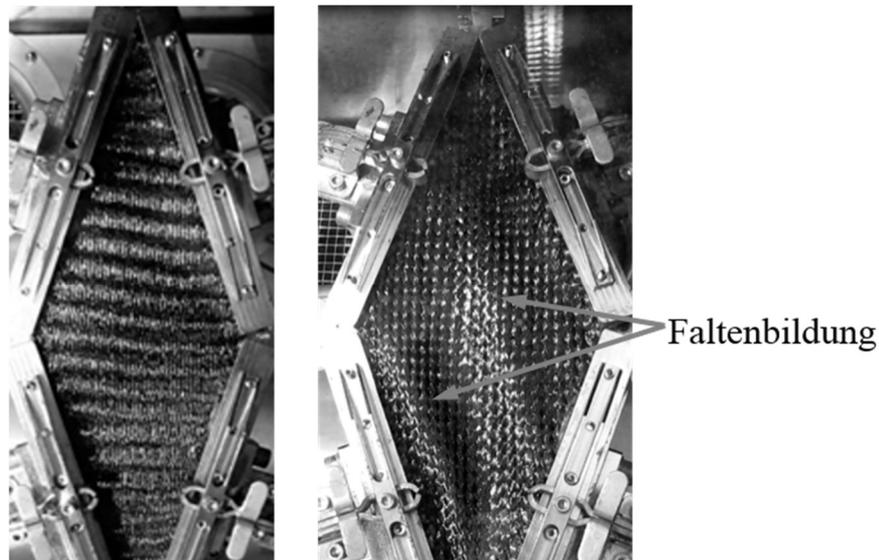


Abbildung 34: Faltenbildung beim Picture-Frame-Test, links: Probe ohne Faltenbildung

Da die Ergebnisse des *Picture-Frame-Tests* die zuvor diskutierten Streuungen aufweisen, wird der *Bias-Extension-Test* hinsichtlich seiner Eignung als Scherversuch für imprägniertes Gewebe bei Formtemperatur in Kapitel 4.3.2 hinsichtlich seiner Reproduzierbarkeit untersucht.

Im Folgenden wird ungeachtet der Streuungen eine Interpretation der Versuchsergebnisse vorgenommen.

Die Abbildungen 28 und 29 zeigen die Ergebnisse der imprägnierten Gewebe bei zwei verschiedenen Prüftemperaturen. Eine Erhöhung der Temperatur führt bei den PP-Proben (Abbildung 29) zu einer Verminderung der erforderlichen Kraft zur Scherung des Gewebes, was sich auch bei den PA6-Proben (Abbildung 28) erahnen, aber aufgrund der Streuung nicht eindeutig nachweisen lässt.

ENGEL et al. (2014) zeigen anhand eines Fadendurchzugversuchs durch eine Matrixschmelze, dass diese viskoelastisches Verhalten aufweist und zu einem erhöhten Widerstand entgegen der für die Formung erforderlichen Faserbewegung mit abnehmender Temperatur und zunehmender Geschwindigkeit führt.

Abbildung 30 zeigt einen Vergleich der PP-Proben und PA6-Proben mit gleicher Glasfasergewebeverstärkung bei einer Prüftemperatur von ca. 20°C oberhalb der jeweiligen Matrix-Schmelztemperatur. Jeweils zwei der drei ermittelten Scherspannung-Scherwinkel-Kurven zeigen eine gute Übereinstimmung zwischen den Proben mit unterschiedlichem Matrixmaterial. Dies ist ein Indiz dafür, dass in diesem Temperaturbereich das Scherverhalten maßgeblich vom Gewebe bestimmt wird und nicht vom umgebenden Matrixmaterial.

Im folgenden Kapitel zum *Bias-Extension-Test* erfolgt ergänzend ein Vergleich zwischen verschiedenen Gewebearten.

Abbildung 31 zeigt einen Vergleich der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven mit unterschiedlicher Anzahl an Gewebelagen innerhalb einer Probe. Die Interpretation ist aufgrund der Streuung und des un stetigen Verlaufs der Versuchsergebnisse bei einer Gewebelage, der durch ein defektes Lager am Scherrahmen verursacht worden ist, erschwert. Des Weiteren kann das Rauschen der Messergebnisse bei einer Gewebelage auf den geringen Wertebereich der auftretenden Zugkräfte zurückgeführt werden, die um Faktor 3 kleiner sind, als bei drei Gewebelagen. Dies zeigt sich auch bei den Ergebnissen der trockenen Gewebeproben mit fester Einspannung in Abbildung 32.

Ungeachtet dessen, liegen die Scherspannungen bei Proben mit einer und drei Gewebelagen in der gleichen Größenordnung, sodass bei der Gewebescherung im *Picture-Frame-Test* kein Einfluss der Zwischenschichten wie bspw. das Zwischenschichtgleiten bei matrixreichen Schichten auftritt.

Ein Vergleich der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven der trockenen und mit Thermoplastmatrix imprägnierten Geweben zeigt unterschiedliche charakteristische Kurvenverläufe (vgl. Abbildung 30 und 32). Die imprägnierten Proben weisen bei Versuchsbeginn einen signifikanten Anstieg der Scherspannung auf, gefolgt von einer nur geringfügigen Zunahme bis zum Erreichen des Blockierwinkels, der wiederum durch einen hohen Anstieg der Scherspannung gekennzeichnet ist. Ursache hierfür sind viskose Reibeffekte aufgrund der Matrixschmelze beim imprägnierten Gewebe, die bei Versuchsbeginn zunächst überwunden werden müssen. Der Anstieg des Kurvenverlaufs beim trockenen Gewebe (Abbildung 32) erfolgt gleichmäßiger über dem gesamten Weg.

4.3.2 Bias-Extension-Test

Die Scherversuche erfolgen in Anlehnung an den in Kapitel 2.3.2 beschriebenen *Bias-Extension-Test*. Eine Versuchsprobe teilt sich in scherfreie Bereiche C, Bereiche reiner Scherung A sowie den Bereichen B, in denen der Scherwinkel halb so groß ist (Abbildung 35). Zudem gibt es Übergangsbereiche zwischen den einzelnen Zonen.

Abbildung 35 zeigt schematisch eine unverformte Probe mit einem nach BOISSE et al. (2017) minimal erforderlichen Längen-Breiten-Verhältnis (H/W: H-height, W-width) von 2 und zwei verformte Proben mit einem Längen-Breiten-Verhältnis von 2 und größer 2. Zudem ist die Bedeutung einer

globalen Abweichung der Faserrichtung dargestellt, da dies einen Versuchsparameter darstellt, dessen Bedeutung bei der Versuchsbeschreibung in diesem Kapitel näher erläutert wird. Der Nennwinkel der Fasern sollte in diesem Versuch 45° zur Zugrichtung betragen.

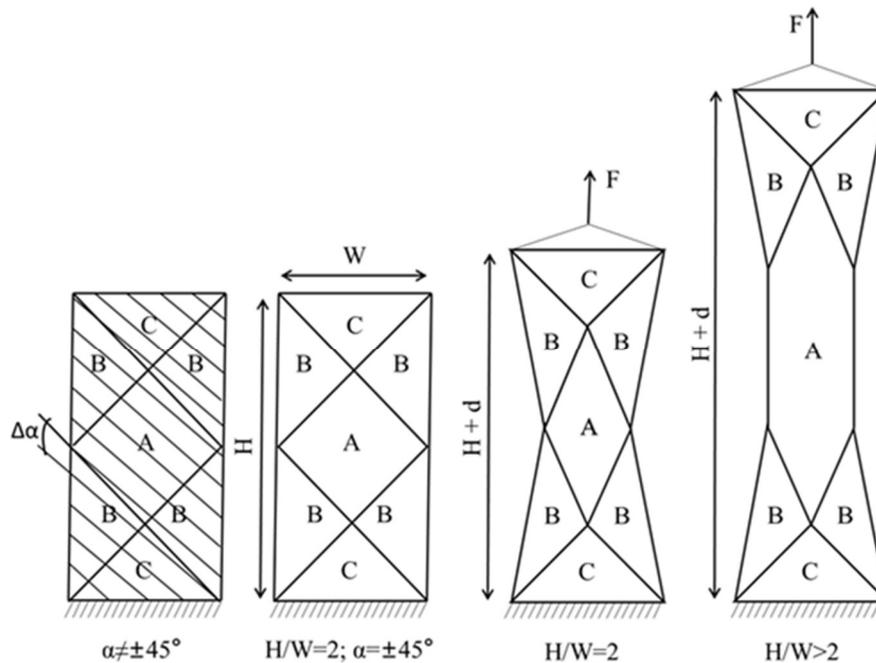


Abbildung 35: Schematische Darstellung der Proben des *Bias-Extension-Tests* für verschiedene Längen-Breiten-Verhältnisse (H/W) und Abweichung der Faserrichtung ($\alpha \neq \pm 45^\circ$) nach GRAEF & ENGEL (2021)

Die Bestimmung der Zugkraft erfolgt anhand der Plattform-Wägezelle 1042 (Genauigkeitsklasse C3) der Firma SOEMER mit einer maximalen Nennlast von 10kg, die in den Kraftfluss oberhalb der Wärmekammer integriert wird. Der Messbereich der Kraft beträgt 0 bis 70 N nach Aufbringung der Vorlast, die durch das Eigengewicht des oberen Spannwerkzeugs zur Probenaufnahme realisiert wird. Die Wägezelle wird mit zwei Lüftern gekühlt, um die max. Einsatztemperatur von 40°C einzuhalten. Zur Ermittlung der Scherwinkel während des Versuchs, wird dieser mit einer Videokamera mit der Bezeichnung SONY PXW 70 aufgenommen und einseitig mit diffusem Licht beleuchtet, um den Kontrast zwischen Fasern und Matrix zu verbessern. Abbildung 36 zeigt die Ausrichtung der Kamera und der Beleuchtungseinheit zur Probe in der Wärmekammer.

Anhand der Videoaufnahme werden die in Abbildung 37 gezeigten Bildausschnitte in 5mm-Schritten des Versuchswegs erzeugt und mit dem in Kapitel 4.1.1 beschriebenen Matlab-Programm ausgewertet.

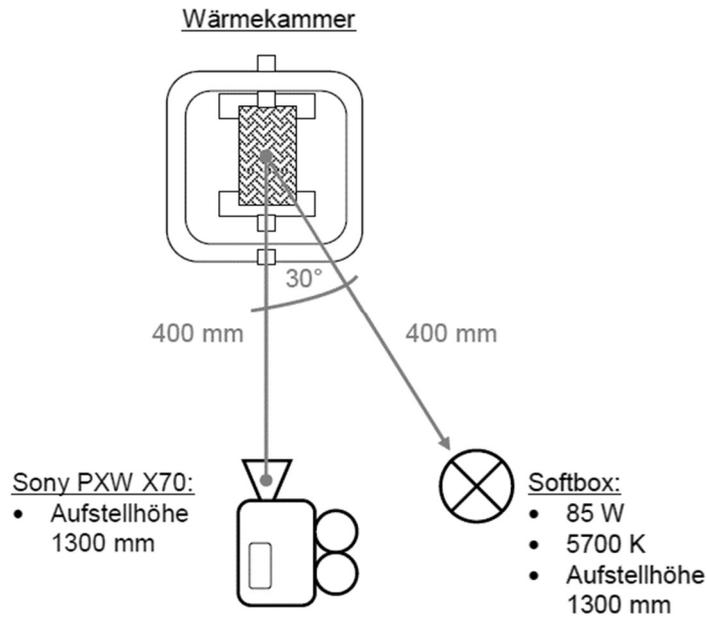


Abbildung 36: Aufbau Videoaufnahme und Beleuchtungstechnik

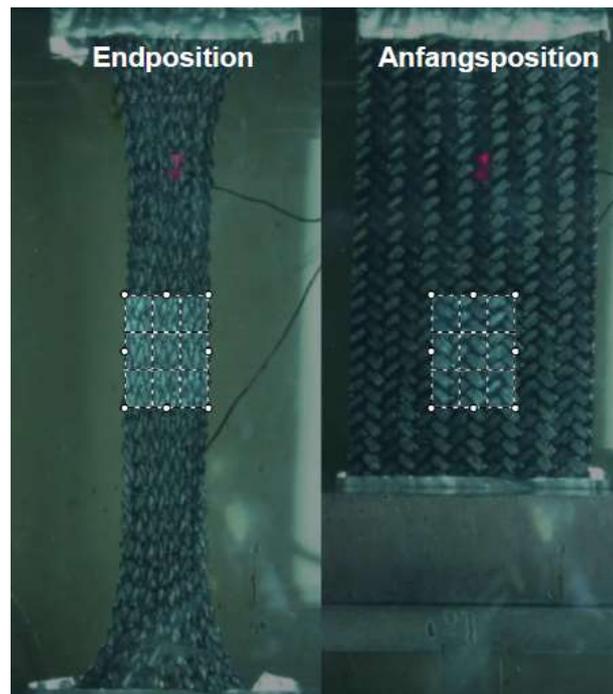


Abbildung 37: Zuschnitt Videoaufnahme *Bias-Extension-Test*:
links: unverformte Probe, rechts: verformte Probe

Abbildung 38 zeigt einen Vergleich der hier vorgestellten *Ein-Bild-Analyse* mit Matlab und einer *DIC-Analyse* nach DENIS et al. (2019) anhand eines 2/2 Körpergewebes. Das verwendete Matrixmaterial (PP und PA6) und auch die Prüfgeschwindigkeit sind nicht identisch. Da die gleichen Probenabmessungen von 150mm x 60mm vorliegen, wird dieses Beispiel herangezogen, um die Vergleichbarkeit mit anderen Systemen der Scherwinkelbestimmung zu verdeutlichen.

Die Fehlerbalken weisen eine ähnliche Größenordnung auf. Der Vorteil der *Ein-Bild-Analyse* liegt darin, dass die Probe nicht durch Aufbringung eines Pulvers vorbeschichtet werden muss und auch kein Vergleich mehrerer Aufnahmen zur Bestimmung des Scherwinkels erforderlich ist.

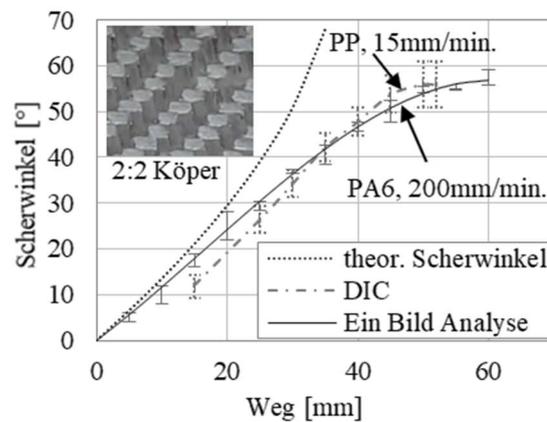


Abbildung 38: Vergleich der gemessenen Scherwinkel der *Ein-Bild-Analyse* nach GRAEF & ENGEL (2021) und *DIC*-Analyse nach DENIS et al. (2019)

Die Versuchsparameter sind in siehe Tabelle 7 zusammengefasst.

Die Grundeinstellungen sind grau hinterlegt. Ausgehend davon wird in den einzelnen Versuchsreihen jeweils nur ein Parameter variiert, um dessen Einfluss auf das Scherverhalten zu untersuchen. Jede Versuchsreihe wird mit mindestens drei Wiederholungen durchgeführt. Die Probenbezeichnung setzt sich wie folgt zusammen: ($\Delta\alpha$)_H/W_T_v_(pos/neg) (Beispiel: 2G_2_260_200; 2_260_200_neg.).

Tabelle 7: Versuchsparameter *Bias-Extension-Test*

| | | | | |
|---|-----|----------------|----------------|---|
| Temperatur T [°C] | PA6 | 260 | 230 | |
| | PP | 190 | | |
| Geschwindigkeit v [mm/min.] | | 200 (175 eff.) | 600 (415 eff.) | |
| Längen-Breiten-Verhältnis H/W [-] | | 2 | 2,5 | 3 |
| Drehrichtung Scherwinkel | | neg. | pos. | |
| globale Abweichung der Faserrichtung $\Delta\alpha$ [°] | | 0 | 2 | 5 |
| Anzahl Gewebelagen | | 1 | 3 | |
| Bindungsart des Gewebes | | 2/2 Köper | Leinwand | |

Mit den Untersuchungen des *Bias-Extension-Tests* in diesem Kapitel sollen die Eingabewerte für die Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste des in dieser Arbeit entwickelten Simulationsmodells in Abhängigkeit von Temperatur, Geschwindigkeit und Drehrichtung des Scherwinkels erzeugt werden. Abbildung 39 zeigt das verformte Gewebe bei negativer Drehrichtung (links) und positiver Drehrichtung (rechts) des Scherwinkels. Ausgehend von einem Faserwinkel des Halbzeugs vor der

Formgebung von 90° und einem Scherwinkel von 0° , bedeutet ein negativer Scherwinkel, dass der Faserwinkel nach der Belastung kleiner als 90° ist. Ein positiver Scherwinkel bedeutet, dass der Faserwinkel nach der Belastung größer als 90° ist.

Die Drehrichtung wird durch den Probenzuschnitt und der damit einhergehenden Anordnung der Kett (schwarz)- und Schussfäden (weiß) innerhalb der Probe bestimmt. Dies wird in Abbildung 40 verdeutlicht.

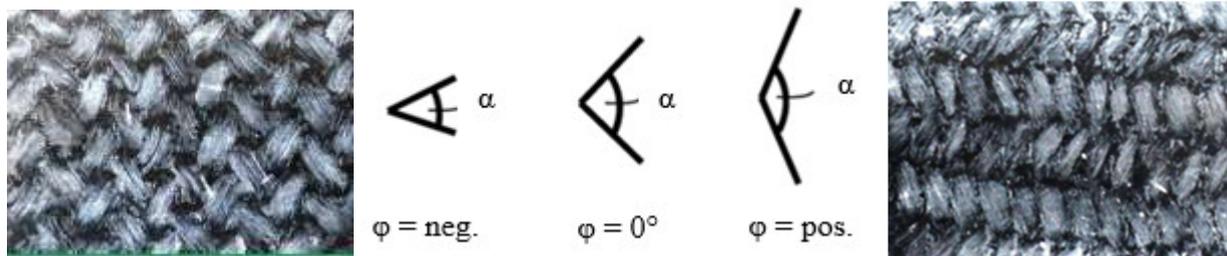


Abbildung 39: Negative (links) und positive (rechts) Drehrichtung des Scherwinkels (pos./neg.) nach GRAEF & ENGEL (2022)

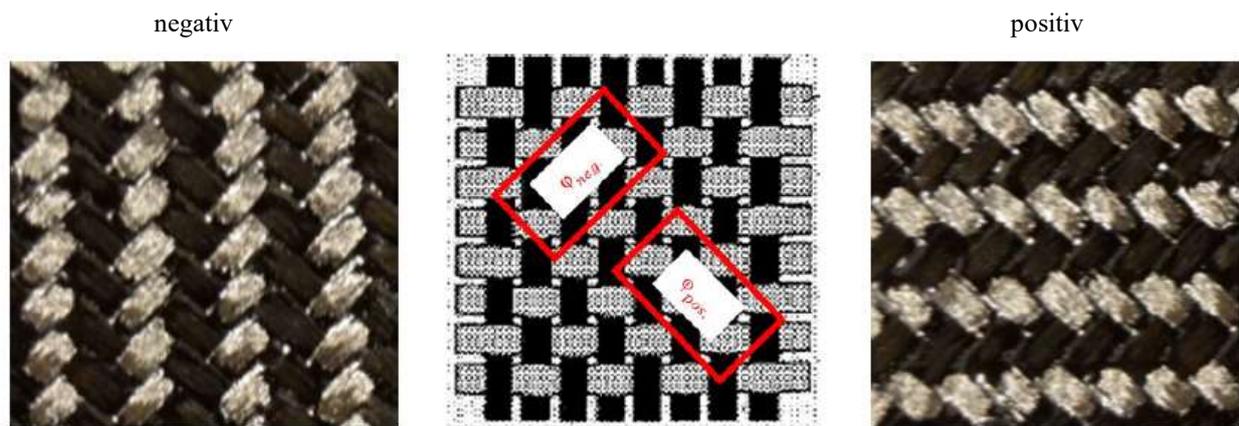


Abbildung 40: Probenzuschnitt und resultierende Drehrichtung des Scherwinkels am Beispiel eines 2/2 Köpergewebes nach GRAEF et al. (2021) und SCHÜRMAN (2007)

Des Weiteren wird der Einfluss der Probengröße und Probenproportion untersucht, die mit dem Längen-Breiten-Verhältnis H/W angegeben wird. Für alle Proben erfolgt ergänzend die Bestimmung eines möglichen Auftretens von Faserschlupf, was die Messung der Probenbreite anhand der Videoaufnahmen erforderlich macht. Abschließend wird der Einfluss von Abweichungen der Fasern zur idealen Faserrichtung untersucht.

Rohdaten

Die Abbildungen 41 bis 44 zeigen die Mittelwerte der gemessenen Zugkräfte, Scherwinkel und Probenbreite über dem Versuchsweg sowie die Fehlerbalken zur Einschätzung der jeweiligen Wiederholgenauigkeit.

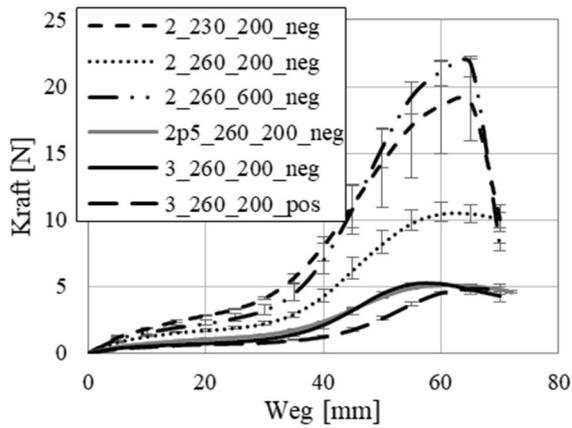


Abbildung 41: Zugkraft-Weg-Kurven PA6 mit Körperbindung

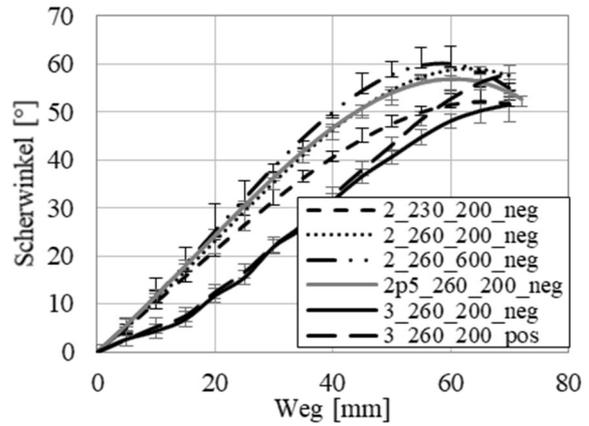


Abbildung 42: Scherwinkel-Weg-Kurven PA6 mit Körperbindung

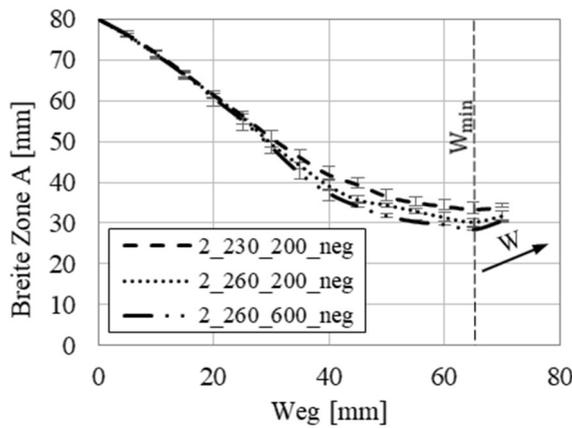


Abbildung 43: Probenbreite-Weg-Kurven PA6 mit Körperbindung

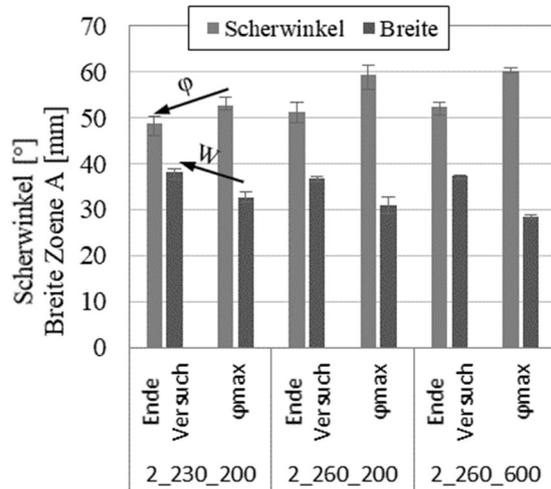


Abbildung 44: Scherwinkel und Probenbreite bei max. Scherwinkel und bei Versuchsende

Abbildung 41 zeigt signifikante Abweichungen der gemessenen Zugkraft zwischen den einzelnen Proben der Versuchsreihe bei einer Temperatur von 230°C. Die Temperatur liegt nur wenige Grad oberhalb der Schmelztemperatur des vorliegenden Matrixwerkstoffes PA6 liegt. Da die Steifigkeit des Thermoplasts unterhalb der Schmelztemperatur signifikant steigt, können bei Prüftemperaturen im Bereich der Schmelztemperatur der Polyamidmatrix kleine Temperaturschwankungen zu merklichen Änderungen der Steifigkeit führen, wodurch die Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse erschwert wird. Daher sind die Abweichungen der gemessenen Zugkraft ein Indiz für Temperaturabweichungen der Versuchsproben unterhalb der Nenntemperatur von 230°C. BOISSE et al. (2017) empfehlen eine gleichmäßige Temperaturverteilung auch im Bereich der Einspannung der Probe sicherzustellen. Die Autoren erklären, dass die Temperatur der Spannwerkzeuge abhängig ist von deren Geometrie, der Aufheizzeit und der Zeit, die für den

Probenwechsel gebraucht wird, da dies bei geöffneter Probentür geschieht und eine Abkühlung der Wärmekammer und der darin befindlichen Spannwerkzeuge zur Folge hat.

WESTER et al. (2018) zeigen das Scherspannungsverhalten des hier vorliegenden Materials bei einer Temperatur von ca. 10 °C unterhalb der Schmelztemperatur auf. Die Scherspannungen sind dabei um eine Größenordnung von 10^2 höher als bei den hier vorliegenden Versuchen mit einer Temperatur von 10°C oberhalb der Schmelztemperatur.

Abbildung 42 zeigt die gemessenen Scherwinkel über dem Versuchsweg für die unterschiedlichen Versuchsreihen. Die Größenordnung der Fehlerbalken der gemessenen Scherwinkel bei 230°C sind geringer als die Größenordnung der Fehlerbalken der gemessenen Zugkräfte in Abbildung 41. Das bedeutet, dass die Probe bei Temperaturschwankungen die gleiche Scherverformung erfährt, die dafür erforderlichen Kräfte jedoch zunehmen.

Die Auswertung der Videoaufnahmen, die der Bestimmung des Scherwinkels während des Versuchs dienen, zeigt einen erhöhten Faserschlupf in der Scherzone A nach Erreichen der Maximalkraft.

Auch die Probenbreite nimmt wieder zu (Abbildung 43) und der Scherwinkel ab (Abbildung 42). Dieses Verhalten setzt sich auch nach Ende der Prüfstrecke von 70 mm (Versuchsende) bei konstanter Prüftemperatur fort (Abbildung 44), was im folgenden Abschnitt als Rückstelleffekt bezeichnet wird. Da die Probenlänge bei Versuchsende aufgrund der festen Einspannung unveränderlich ist, muss der entstehende Längenunterschied durch die translatorische Faserbewegung (Faserschlupf) ausgeglichen werden, die im nächsten Abschnitt näher untersucht wird und dies verdeutlicht.

Faserschlupf s ist eine translatorische Bewegung der Fasern von Kett- und Schussrichtung gegeneinander, die keine Änderung des Winkels zwischen den Fasern hervorruft. WANG et al. (1998) erwarten Faserschlupf insbesondere an den Übergangsbereichen zwischen den verschiedenen Scherzonen einer Probe. HARRISON et al. (2004) und POPPE et al. (2018) beschreiben zwei Arten von Faserschlupf: inter-tow slip und crossover slip, die in Abbildung 46 anhand einer Versuchsprobe dargestellt sind und in Kapitel 2.3.2 näher beschrieben werden. Die Berechnung des Faserschlupf in der Scherzone A erfolgt anhand der Gleichung (G 3), Kapitel 2.3.2) aus der Differenz zwischen der gemessenen Breite und der theoretischen Breite, die sich aufgrund des Faserwinkels bei reiner Scherung in Zone A einstellen müsste.

Abbildung 46 zeigt zudem schematisch die Verformung der Probe bei reiner Scherung (H+d) und bei Faserschlupf aller Scherzonen A, B, C (H+d+s). Darüber hinaus wird der Rückstelleffekt am Ende des Versuchs dargestellt, der sich durch eine Zunahme der Probenbreite und Abnahme des Scherwinkels äußert (vgl. Abbildung 42 bis 44). Die Berechnung des Faserschlupf zeigt, dass in den Scherzonen B und C der größte Anteil vorliegt und in der Scherzone A nur wenig Faserschlupf

auftritt. Abbildung 45 zeigt dies beispielhaft für die Versuchsreihe 2_230_200 anhand des PA6 Materials mit Köpergewebe. Der Faserschlupf in Scherzone A nimmt mit sinkender Temperatur zu, was anhand der Markierungen in Abbildung 47 aufgezeigt wird. Bei einer Versuchstemperatur von 260°C beträgt die Längenänderung des Scherbereichs A aufgrund von Faserschlupf unter 1,5mm, wohingegen diese bei einer Versuchstemperatur von 230°C über 4,5mm liegt. Die gesamte Längenänderung der Probe, die aus der Winkeländerung aufgrund von Gewebescherung resultiert, liegt beim untersuchten Köpergewebe mit PA6-Matrix unter 30mm bei einem gesamten Versuchsweg von 70mm (vgl. Abbildung 45 und 46).

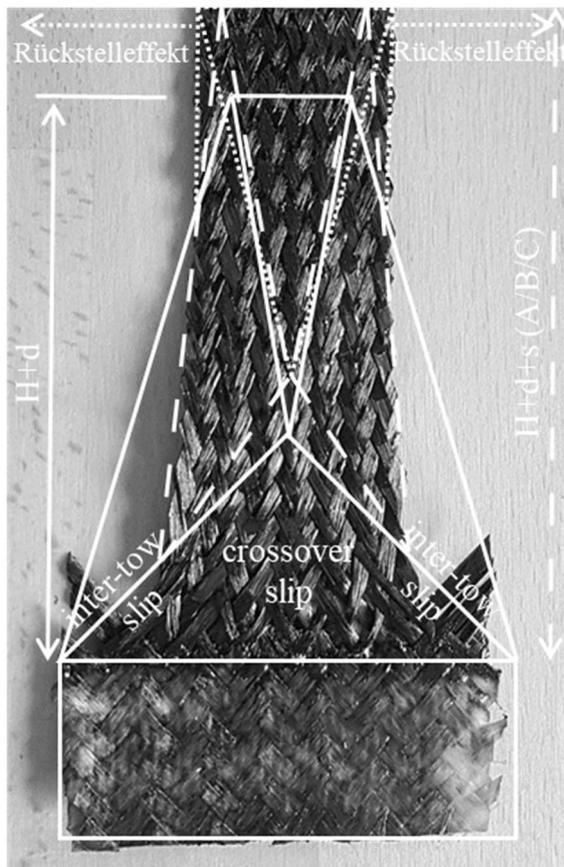


Abbildung 46: Verformung einer Probe bei reiner Scherung (H+d), Scherung und Faserschlupf (H+d+s) und Rückstelleffekt bei Versuchsende (PA6 mit Köpergewebe)

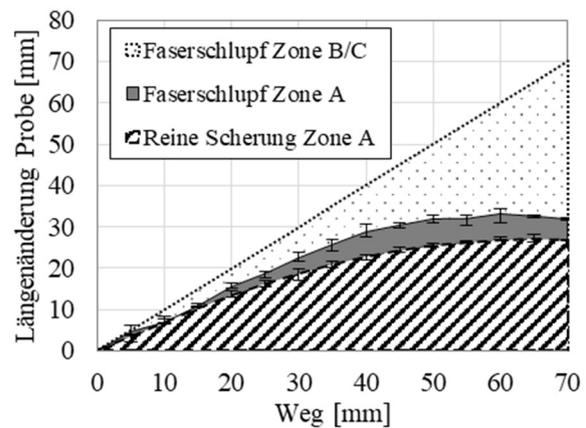


Abbildung 45: Längenänderung der Probe-Weg-Kurven in verschiedenen Scherzonen der Probe 2_230_200 (PA6 mit Köpergewebe)

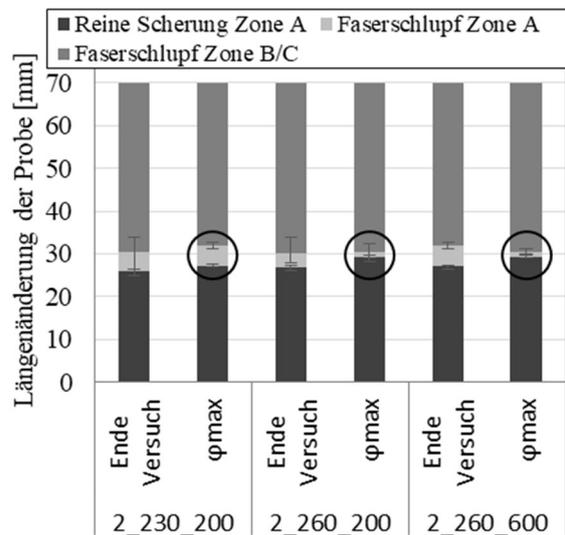


Abbildung 47: Längenänderung der Probe bei max. Scherwinkel und bei Versuchsende in Abhängigkeit der Temperatur und Geschwindigkeit (PA6 mit Köpergewebe)

Bestimmung der Scherspannung und des Scherwinkels

Die Kraft-Weg-Kurven des *Bias-Extension-Tests* müssen in Analogie zum *Picture-Frame-Test* in Scherspannung-Scherwinkel-Kurven umgerechnet werden, um diese als Eingangsdaten für die Simulationsmodelle verwenden zu können. Der Scherwinkel wird wie zu Beginn dieses Kapitels beschrieben für den gesamten Versuchsweg schrittweise ermittelt.

Abbildung 48 zeigt schematisch die geometrische Bestimmung des Scherwinkels. Bei der gewählten Probengröße für ein Längen-Breiten-Verhältnis von 2 erreicht der Scherwinkel nach BOISSE et al. (2017) entsprechend der Gleichungen (G8) und (G9) einen maximalen Wert von 90° bereits nach einem Weg von ca. 33 mm.

Die Gleichung unterliegt der Annahme, dass beim *Bias-Extension-Test* kein Gleiten der Faserbündel in Kett- und Schussrichtung stattfindet und somit die Gültigkeit auf einen eingeschränkten Scherwinkelbereich begrenzt ist (Le Meur et al. 2015).

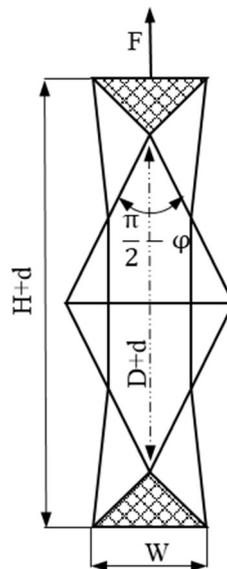


Abbildung 48: Schema Berechnung Scherwinkel in Anlehnung an BOISSE et al. (2017)

$$\varphi = \frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{Arccos} \left(\frac{D+d}{\sqrt{2D}} \right) \quad [\text{G8}]$$

$$D = H - W \quad [\text{G9}]$$

Nach DOMISKIENE & STRADIENE (2005) und HARRISON et al. (2004) folgt nach dem Bereich reiner Scherung ein Bereich mit Scherung und Gleiten, bei dem sich der Winkel nicht linear zum Weg ändert. Daraus resultiert ein Unterschied zwischen dem errechneten Scherwinkel und dem tatsächlichen Scherwinkel an der Probe, der von verschiedenen Autoren wie BOISSE et al. (2017), LEE et al. (2008) und HARRISON et al. (2004) durch DIC-Messungen aufgezeigt wird.

Bei Erreichen höherer Scherwinkel zeigt sich, dass die gemessenen Scherwinkel kleiner sind im Vergleich zu den theoretischen Werten.

Für die Berechnung der Scherkraft nach Gleichung (G 4) (Kapitel 2.3.2) nehmen BOISSE et al. (2017) und HARRISON et al. (2004) einen Rhomboid mit gleicher Seitenlänge für die Scherzone A an (Abbildung 48). Auf dieser Grundlage erfolgt auch die Bestimmung der Eingangsdaten für das Materialmodell *FABRIC von ABAQUS/EXPLICIT beim *Picture-Frame-Test* nach den Gleichungen (G 6) und (G 7) und wird somit in dieser Arbeit auch für den *Bias-Extension-Test* herangezogen. Die ermittelten Daten anhand beider Tests sind Kapitel 4.7 „Zusammenfassung der Startwerte für die Simulation“ zu entnehmen.

Die Abbildungen 49 und 50 zeigen den Einfluss der **Geschwindigkeit und der Temperatur** sowie des **Längen-Breiten-Verhältnisses** der Versuchsproben und der **Drehrichtung des Scherwinkels** anhand des Körpergewebes RG600 mit PA6-Matrix (vgl. Tabelle 5).

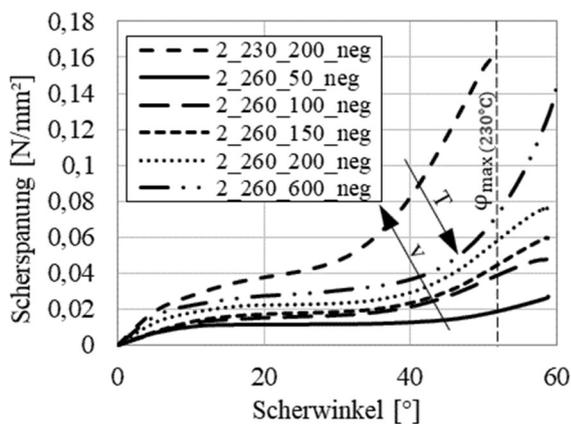


Abbildung 49: Scherspannung-Scherwinkel-Kurven in Abhängigkeit von T und v (PA6 mit Körpergewebe)

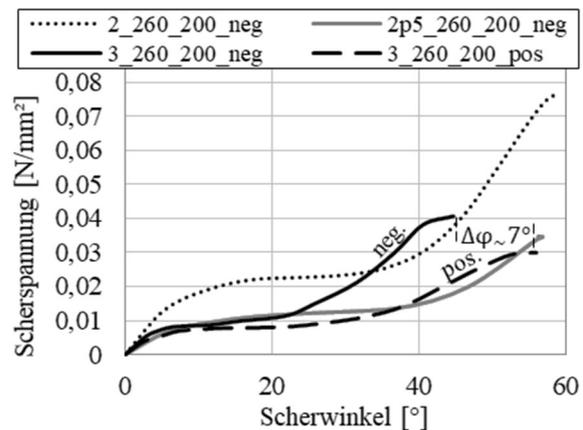


Abbildung 50: Scherspannung-Scherwinkel-Kurven in Abhängigkeit von T und v (PA6 mit Körpergewebe) nach GRAEF & ENGEL (2021)

Die Scherspannungen steigen mit abnehmender **Temperatur** und zunehmender **Geschwindigkeit** (vgl. Abbildung 49). Dies weist auf hydrodynamische Reibung zwischen den Fasern aufgrund der dazwischen liegenden viskosen Matrix hin. Die Temperatur hat den größeren Einfluss auf die Scherspannungsergebnisse. Die Scherspannung steigt deutlich an und der maximale Scherwinkel ist bei 230 °C im Vergleich zu 260°C um etwa 11 % niedriger. WANG et al. (2013) und WANG et al. (2014) zeigen anhand von kohlefaserverstärkten PPS und PEEK, dass die Variation der Prüftemperatur ab ca. 20°C oberhalb der Schmelztemperatur nur einen geringen Einfluss auf die gemessenen Scherkräfte hat. Bei Prüftemperaturen, die nur wenige Grad oberhalb der Schmelztemperatur liegen, sind die Scherkräfte ca. doppelt so hoch, wie es in Abbildung 49 anhand von PA6 ebenfalls aufgezeigt wird.

Der Einfluss der Geschwindigkeit steigt hier erst ab Scherwinkeln von etwa 40° - 50° weiter an. WANG et al. (2014) fanden nur einen geringen Unterschied in den gemessenen Scherkräften bei Variation der Prüfgeschwindigkeit zwischen 15-60 mm/min.

Abbildung 50 zeigt die Scherspannung-Scherwinkel-Kurven für unterschiedliche **Längen-Breiten-Verhältnisse (H/W) und für positive und negative Drehrichtungen der Scherwinkel**, die beispielhaft für $H/W = 3$ dargestellt sind. Dabei zeigen die Ergebnisse höhere Scherwinkel (ca. 7°) bei geringerer Scherspannung für die positive Drehrichtung der Scherwinkel. Die Scherspannung ist dabei bei einem Scherwinkel bis zu 20° sehr ähnlich und steigt dann bei der negativen Drehrichtung des Scherwinkels merklich an. Das bedeutet, dass eine Vergrößerung des Faserwinkels bei positiver Drehrichtung geringere Scherkräfte erfordert und höhere Scherwinkel möglich sind als bei einer Verkleinerung des Faserwinkels, die bei negativer Drehrichtung des Scherwinkels vorliegt.

Daher sollte bei der Charakterisierung des Scherverhaltens die Schnittrichtung der Proben berücksichtigt werden. (Graef und Engel 2021)

Anhand der Abbildung 50 wird zudem deutlich, dass die Ergebnisse der Proben mit einem Längen-Breiten-Verhältnis von $H/W = 2$ nahezu doppelt so hohe Scherspannungswerte im Vergleich zu den Proben mit $H/W = 2,5$ und 3 aufweisen. Ihre Scherspannungswerte sind nahezu gleich bis zu einem Scherwinkel von etwa 20° . Danach erfolgt der deutliche Anstieg der Scherspannung der Probe mit $H/W=3$. Bei den Proben mit $H/W=2,5$ erfolgt dies erst bei Scherwinkeln von etwa 40° . Dieses Verhalten wird auch von CAO et al. (2008), LEE et al. (2008) und PENG & REHMAN (2011) anhand eines trockenen Köpergewebes ersichtlich unter Variation von H/W bei konstanter Probenlänge von 300 mm. Zudem zeigen CAO et al. (2008), LEE et al. (2008) und HIVET & DUONG (2011) bei trockenen Geweben, dass bei konstantem Längen-Breiten-Verhältnis die Scherspannung abnimmt, wenn die Probenbreite zunimmt.

Bei konstanter Probenbreite zeigen die Ergebnisse von CAO et al. (2008) anhand eines trockenen Leinwandgewebes die geringste Scherspannung für $H/W = 2,5$ und die höchsten Werte für $H/W = 2$ auf. Nach FRIEDRICH et al. (1997) stoppt die Gewebescherung, wenn die Fasern in Belastungsrichtung liegen oder der Scherwinkel einen maximalen Wert erreicht, den sogenannten Blockierwinkel. Dies wird durch einen zunehmenden Anstieg der Scherspannung deutlich. Anhand der Abbildung 50 ist zu erkennen, dass die Probengrößen und Proportionen neben der Höhe der Scherspannung auch einen Einfluss auf den Blockierwinkel haben. Im Rahmen von FE-Simulationen beeinflusst dies die Größe der berechneten Umformkraft und die Faltenbildung. Abbildung 51 zeigt einen Vergleich der gemessenen Zugkräfte anhand der in Abbildung 52 dargestellten Versuchsmaterialien.

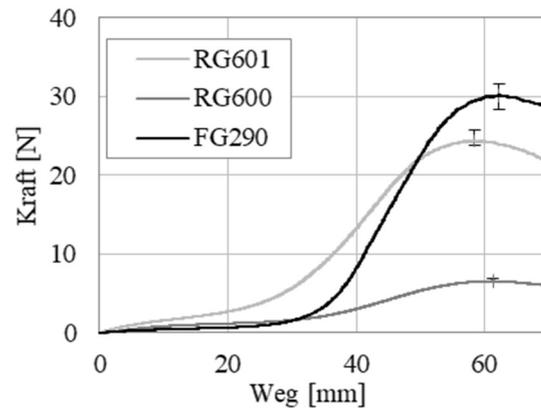


Abbildung 51: Maximalkräfte in Abhängigkeit der Geschwindigkeit und Temperatur



Abbildung 52: Versuchsmaterial v.l.: RG600 (Rovinggewebe mit Körperbindung), RG601 (Rovinggewebe mit Leinwandbindung), FG290 (Filamentgewebe mit Körperbindung)

Eine Verformung des Rovinggewebes RG600 mit 2/2 Körperbindung erfordert wesentlich geringere Kräfte als das Filamentgewebe FG290, das ebenfalls eine 2/2 Körperbindung hat, obwohl dieses mit 0,25mm nur die halbe Materialdicke von 0,5mm des Rovinggewebes aufweist.

Die Filamente des Gewebes FG290 sind wesentlich feiner als die Rovings des Gewebes RG600, wodurch bei gleicher Probengröße mehr Knotenpunkte, an denen Reibung zwischen den Faserbündeln entsteht, vorliegen. Nach AVK – INDUSTRIEVEREINIGUNG VERSTÄRKTEN KUNSTSTOFFE E. V. (2010) wird die Bezeichnung Knotenpunkt für einen Kreuzungspunkt zwischen Kett- und Schussfaden beim Gewebe verwendet.

Bis zu einer Verschiebung von ca. 33mm überschneiden sich die Kurvenverläufe. Die Rotation der Faserbündel erfolgt noch relativ frei und erfordert nur eine geringe Scherspannung. Beim Rovinggewebe RG601 mit Leinwandbindung sind aufgrund der Bindungsart, bei der die Kett- und Schussfasern abwechselnd gebunden sind, ebenfalls mehr Knotenpunkte bei gleicher Probengröße vorhanden. Das Gewebe ist dadurch steifer bzw. verschiebefester zu Lasten der Drapierbarkeit, womit die Fähigkeit eines Gewebes bezeichnet wird, sich an eine dreidimensionale Geometrie durch den Mechanismus der Gewebescherung anzupassen (AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe

e. V. 2010; Neitzel et al. 2014). Somit sind nach HÜBNER et al. (2012) schon bei geringeren Scherwinkeln höhere Scherkräfte erforderlich und der Blockierwinkel wird früher erreicht. Dieses Ergebnis deckt sich nicht mit der Studie von LEE et al. (2008), bei der das getestete Köpergewebe höhere Scherkräfte aufweist im Vergleich zur untersuchten Leinwandbindung.

Mit dem in Kapitel 4.1.1 anhand von Rovinggeweben entwickelten Methode der Scherwinkelbestimmung konnten keine guten Ergebnisse bei dem feinen Filamentgewebe erzielt werden. Die in den Abbildungen 53 und 54 aufgeführten Vergleiche bezüglich des Einflusses der Anzahl von Knotenpunkten auf die Scherwinkel und Faserschlupf im *Bias-Extension-Test* erfolgen daher zwischen den Rovinggeweben mit Köpergewebe (-) und Leinwandgewebe (LW) mit PA6-Matrix.

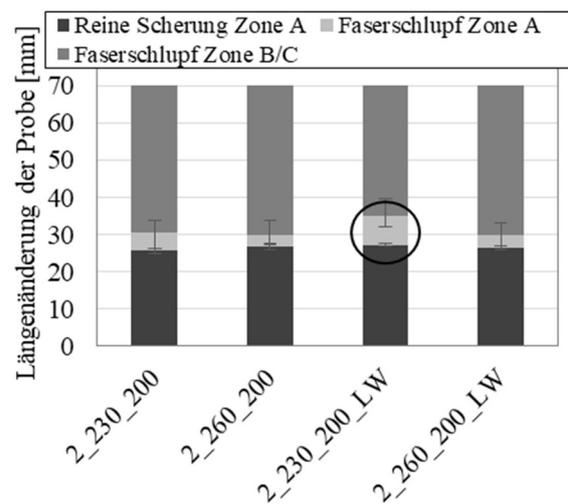
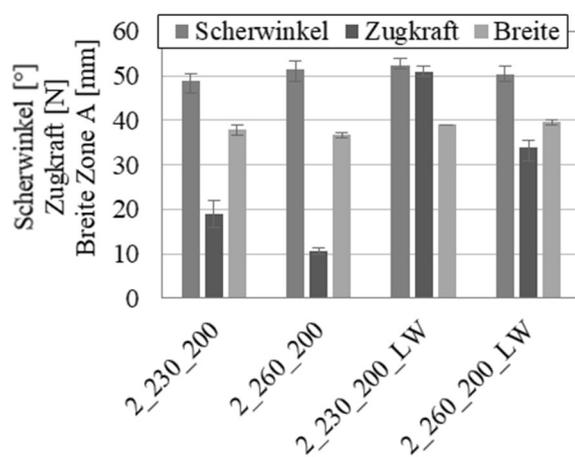


Abbildung 53: Scherwinkel und Breite bei Versuchsende und max. Zugkraft in Abhängigkeit von T für Köper- und Leinwandgewebe (LW) mit PA6

Abbildung 54: Längenänderung der Probe bei Versuchsende in Abhängigkeit von T für Köper- und Leinwandgewebe (LW) mit PA6

Abbildung 53 zeigt einen Vergleich der Scherwinkel und Probenbreite bei Versuchsende sowie der max. Zugkräfte. Der *Bias-Extension-Test* des Leinwandgewebes erfordert höhere Zugkräfte die zu höheren Scherkräften bzw. Schubspannungen führen, was auch HÜBNER et al. (2012) anhand trockener Textilien aufzeigen. Die Scherwinkel bei 260 °C sind für Leinwand- und Köpergewebe nahezu gleich. Auch der Faserschlupf zeigt eine identische Verteilung (Abbildung 54). Die Prüfkörper mit Leinwandgewebe zeigen ähnliche Verformungen in den Scherzonen B und C, die in Abbildung 46 anhand eines Köpergewebes dargestellt sind. Die Scherwinkel bei 230 °C liegen beim Köpergewebe um ca. 8 % unterhalb der gemessenen Scherwinkel des Leinwandgewebes (vgl. Abbildung 53). Bei nahezu gleicher Probenbreite führt dies innerhalb des Leinwandgewebes zu einem zunehmenden Faserschlupf in der Zone A (vgl. Markierung Abbildung 54).

Um den Einfluss der in K.4.1.1 ermittelten **Abweichungen der Faserwinkel** im Halbzeug auf das Scherverhalten zu analysieren, wurden Probekörper mit dem Köpergewebe RG600 mit PA6-Matrix mit einer globalen Winkelabweichung von 2° und 5° zur Zugrichtung zugeschnitten. Diese Abweichungen können durch Ungenauigkeiten bei der Herstellung von Halbzeugen, dem Probenzuschnitt oder der Einspannung verursacht werden.

Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 55 und 56 für eine Geschwindigkeit von 200 mm/min. dargestellt.

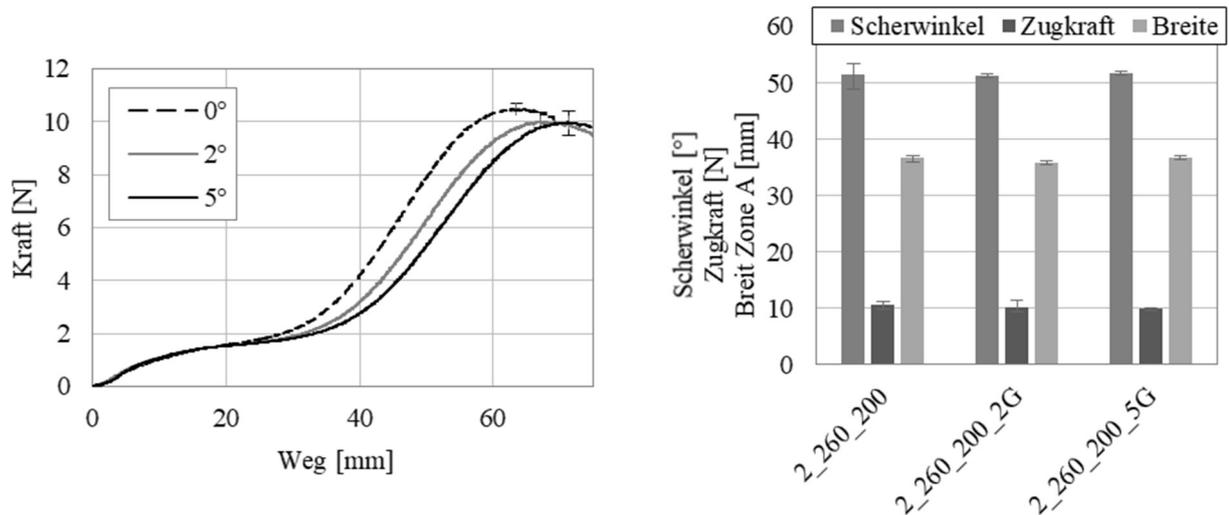


Abbildung 55: Zugkraft-Weg-Kurven in Abhängigkeit von $\Delta\alpha$ für Köpergewebe mit PA6

Abbildung 56: Scherwinkel und Breite bei Versuchsende und max. Zugkraft in Abhängigkeit von $\Delta\alpha$ für Köpergewebe mit PA6

Abbildung 55 zeigt die Kraft-Weg-Kurven aus dem Versuch. Bei den Winkelabweichungen von 2° und 5° verlängert sich der Weg bis zum Erreichen des Kraftmaximums im Vergleich zu den Ergebnissen ohne definierte Abweichung (0°). Bei der Winkelabweichung von 5° ist der längste Weg bis zum Erreichen des Kraftmaximums zu erkennen. Die Ursache liegt im Ausgleich der Winkeldifferenz, bis aufgrund von Gewebescherung ein Faserwinkel von 45° vorliegt, bei dem die Messung bei den Proben ohne definiert Abweichung (0°) beginnt. Ein Unterschied zwischen den Kraftmaxima kann aufgrund der Streuung der einzelnen Proben nicht nachgewiesen werden (siehe Fehlerindikatoren in Abbildung 55).

Die Ergebnisse für die Scherwinkel und Probenbreite bei Versuchsende sowie für die max. Zugkraft der Proben mit und ohne Abweichung der Faserausrichtung weichen nur geringfügig voneinander ab (vgl. Abbildung 56).

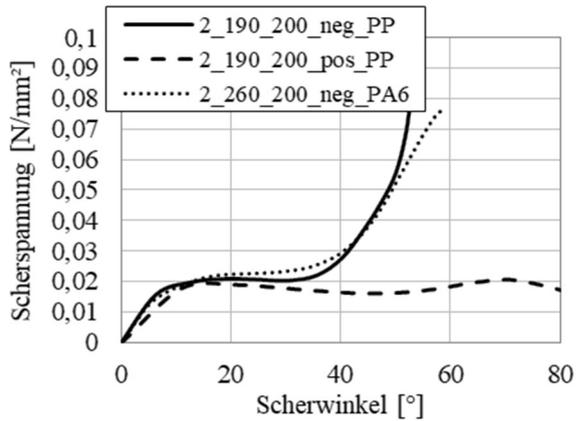


Abbildung 57: Scherspannung-Scherwinkel-Kurven für PP und PA6 mit Köpergewebe

Die Ergebnisse des *Bias-Extension-Tests* unter Verwendung einer **Polypropylen-Matrix (PP)** weichen nur geringfügig von den Ergebnissen mit PA6-Matrix ab. Abbildung 57 zeigt einen Vergleich der Proben mit negativer Drehrichtung des Scherwinkels bei $H/W=2$. Ein merklicher Unterschied zeigt sich bei den Proben mit positiver Drehrichtung des Scherwinkels. Die Differenz zwischen dem maximalen Scherwinkel bei positiver und negativer Drehrichtung liegt bei den PP-Proben über 25° im Vergleich zu 7° , die

bei den PA6-Proben mit $H/W=3$ vorliegen (vgl. Abbildung 50).

Im Folgenden wird die Übertragbarkeit der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven, die anhand der Proben mit einer Gewebelage (0,5mm) ermittelt worden sind, auf Proben mit **3 Gewebelagen** (1,5mm) überprüft. Abbildungen 58 und 59 zeigen das Scherverhalten der Vorder- und Rückseite einer BET-Probe mit 3 Gewebelagen.



Abbildung 58: Vorderseite und Rückseite einer Probe des BET mit 3 Gewebelagen mit unterschiedlicher Drehrichtung des Scherwinkels (links: negativ; rechts: positiv) für Köpergewebe mit PP

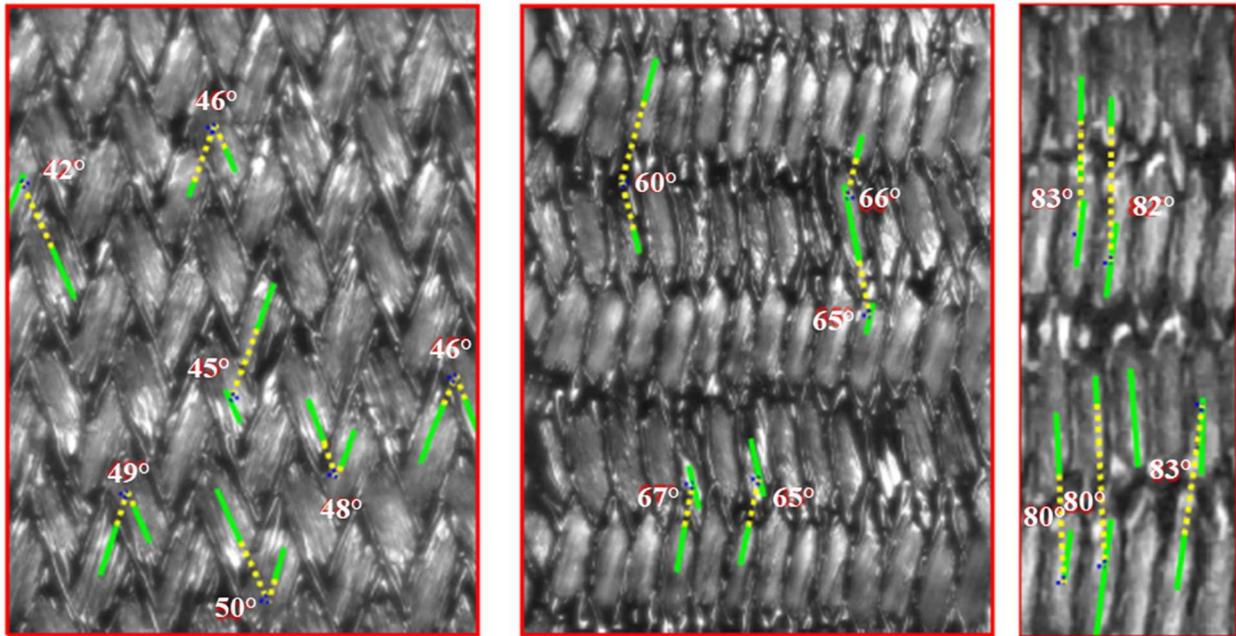


Abbildung 59: Unterschiedliche Scherwinkel nach Versuchsende einer BET-Probe mit 3 Gewebelagen mit unterschiedlicher Drehrichtung des Scherwinkels an Vorder- und Rückseite (links: negativ; Mitte: positiv) und mit 1 Gewebelage (rechts: positiv) für Körpergewebe mit PP

Dabei wird die unterschiedliche Drehrichtung des Scherwinkels ersichtlich. Durch Aufschmelzen und Zerstören der Probe, konnte die Drehrichtung der mittleren Gewebelage ermittelt werden, die ebenfalls negativ ist, entsprechen der Ausrichtung, die in den Abbildungen 58 und 59 links dargestellt ist.

In Abbildung 59 ist im rechten Bild ein Ausschnitt einer PP-Probe mit einer Gewebelage nach der Berechnung der Scherwinkel dargestellt. Diese liegen über 15° höher im Vergleich zu den Gewebelagen mit positiver Drehrichtung des Scherwinkels bei den Proben mit 3 Gewebelagen. Dies verdeutlicht, dass sich die einzelnen Lagen der mehrschichtigen BET-Proben gegenseitig in ihrer Faserbewegung beeinflussen.

Für den Vergleich der Scherspannungen zwischen Proben mit einer und drei Gewebelagen, wird hier zu deren Berechnung einmal der Scherwinkelverlauf bei positiver und einmal bei negativer Drehrichtung verwendet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 60 dargestellt. Die berechneten Scherspannungen liegen zwischen den Ergebnissen der Proben mit einer Gewebelage bei positiver und negativer Drehrichtung. Somit wird angenommen, dass bei gleicher Ausrichtung aller 3 Gewebelagen einer Probe, die gleichen Ergebnisse der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven erzielt werden, wie beim BET mit einer Gewebelage, jedoch die maximalen Scherwinkel niedriger sind.

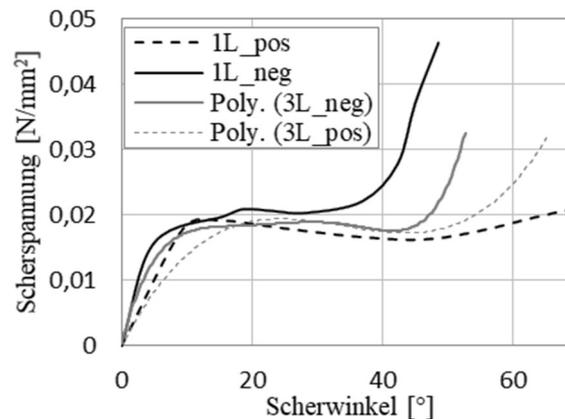


Abbildung 60: Vergleich Scherspannung-Scherwinkel-Kurven bei Proben mit einer Gewebelage und 3 Gewebelagen mit unterschiedlicher Drehrichtung des Scherwinkels für Köpergewebe mit PP

4.4 Biegeversuche

Die Biegesteifigkeit von Faserverstärkten Thermoplasten ist im Vergleich zur Zugsteifigkeit in Faserrichtung sehr gering und wird von einigen Autoren bei der Modellierung von Simulationsmodellen vernachlässigt (Sutcliffe et al. 2012; Sharma und Sutcliffe 2004). NISHI & HIRASHIMA (2015), ALLAOUI et al. (2011), BOISSE et al. (2011), GEREKE et al. (2013) und DÖBRICH et al. (2014) erläutern hingegen die Bedeutung der Biegesteifigkeit für die Ausformung von Falten im Bauteil. Nach BOISSE et al. (2011) entstehen Falten zwar aufgrund der geringen Biegesteifigkeit, aber ihre Anzahl und Größe wird dennoch durch die Biegesteifigkeit bestimmt. Im Folgenden werden drei Versuchsvarianten von Biegetests vorgestellt, die zur Bestimmung der Biegesteifigkeit von faserverstärkten Thermoplasten bei Formtemperatur in Anlehnung an die in der Literatur teils für trockene Gewebe aufgezeigten Versuchsvarianten konstruiert worden sind.

4.4.1 Horizontaltest

Abbildung 61 zeigt einen horizontalen Versuch mit einseitiger Einspannung nach LIANG et al. (2014). Die Versuchsproben mit einer und drei Gewebelagen sind in den Abbildungen 62 und 63 dargestellt.

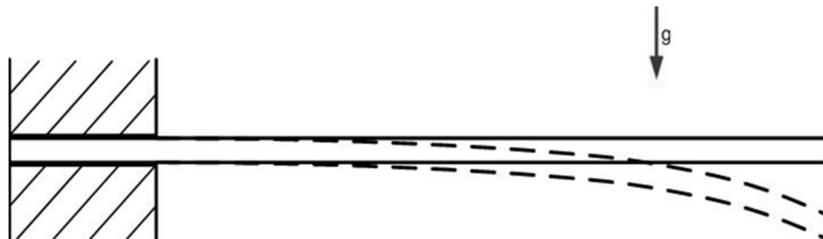


Abbildung 61: Horizontal Versuch, einseitig eingespannt

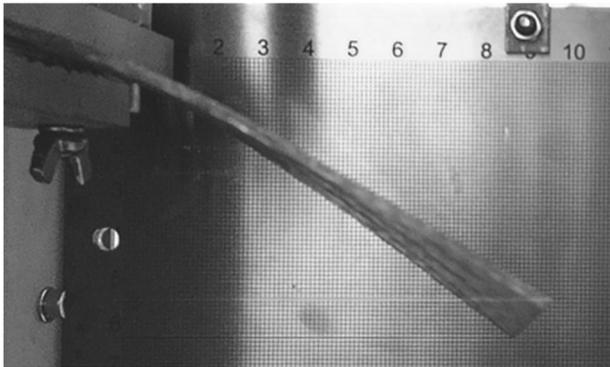


Abbildung 62: Horizontaler Versuch, Verdrillung der Probe nach ENGEL & GRAEF (2016)

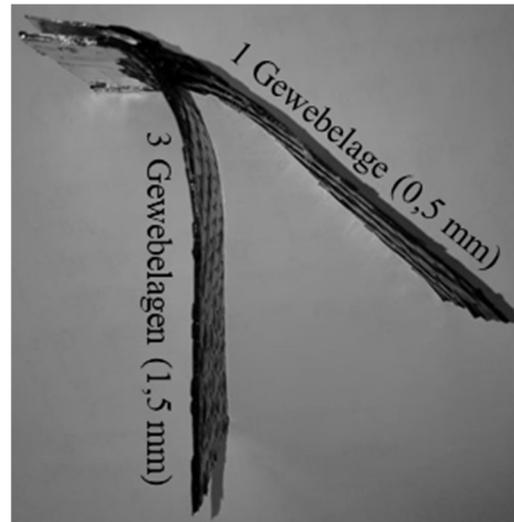


Abbildung 63: Vergleich der Durchbiegung der Proben mit einer und drei Gewebelagen mit PA6

Der Testaufbau ist sehr einfach. Nachteilig ist jedoch die beginnende Durchbiegung der Probe vor Erreichen der Prüftemperatur in der Wärmekammer, deren Einfluss auf das Ergebnis aufgrund viskoelastischer Effekte nicht eingeschätzt werden kann. Des Weiteren zeigen einige Testergebnisse in dieser Arbeit eine Verdrillung der Probe (siehe Abbildung 62), wodurch eine eindeutige Auswertung der Durchbiegung nicht möglich ist. Daher wird der Test zur Ermittlung der Biegeeigenschaften und Validierung des entwickelten Simulationsmodells in Kapitel 5.2 nicht verwendet. Die Untersuchung der Übertragbarkeit des entwickelten Ersatzmodells zur Berücksichtigung der Biegesteifigkeit im FEM-Modell auf mehrlagige Proben erfolgt hingegen anhand der Ergebnisse dieses Versuchs (vgl. Abbildung 63). Der Grund dafür ist, dass der in Kapitel 4.4.2 beschriebene *Cantilever-Bending-Test* keine aussagekräftigen Ergebnisse bei Proben mit mehreren Gewebelagen zulässt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Probe mit drei Gewebelagen eine wesentlich größere Durchbiegung aufweist bei einer Prüftemperatur von 260 °C als die Probe mit einer Gewebelage. Bei Raumtemperatur weist die Probe mit einer Gewebelage eine höhere Durchbiegung auf.

Die Gewichtskraft F der Probe mit drei Gewebelagen beträgt das dreifache der Gewichtskraft der Probe mit einer Gewebelage. Die Probenhöhe wird im Flächenträgheitsmoment I hingegen mit Faktor drei potenziert. Daraus resultiert bei Raumtemperatur eine geringere Durchbiegung f der Probe mit drei Gewebelagen entsprechend Gleichung (G 10) nach GOMERINGER et al. (2022) für einen einseitig eingespannten Biegebalken.

$$f = \frac{F * l^3}{8 * E * I} \quad [G 10]$$

Bei aufgeschmolzener Thermoplastmatrix wird die Haftung zwischen den einzelnen Gewebelagen herabgesetzt. Die wirkende Gewichtskraft bei den Proben mit drei Gewebelagen beträgt das dreifache der Gewichtskraft einer Gewebelage. Aufgrund der abnehmenden Haftung der einzelnen Gewebelagen durch das Aufschmelzen kann es zu einer Trennung der Schichten bzw. zu einem Abgleiten der Gewebelagen aufeinander kommen, die das Flächenträgheitsmoment herabsetzen.

4.4.2 Cantilever-Bending-Test

Abbildung 64 zeigt das Schema eines horizontalen *Cantilever-Tests*, der nach ASTM (D 1388-96) und (DIN 53362:2003-10) zur Ermittlung der Biegesteifigkeit von trockenen oder imprägnierten Geweben oder Kunststofffolien bei Raumtemperatur standardisiert ist. Der Werkzeugaufbau ist in Abbildung 65 dargestellt.

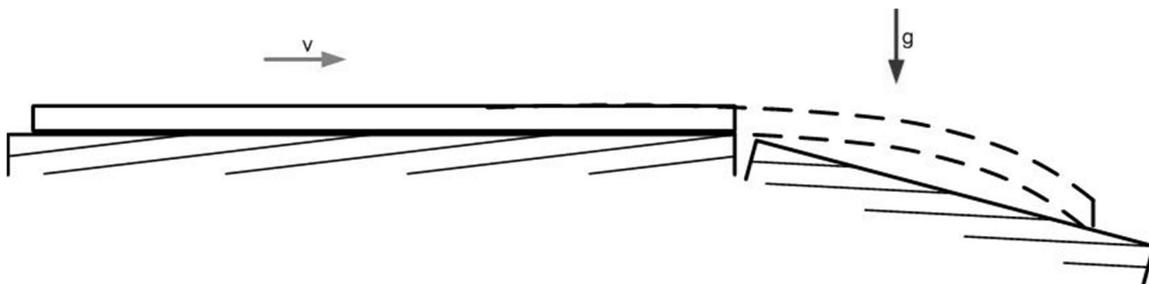


Abbildung 64: Cantilever Biegetest

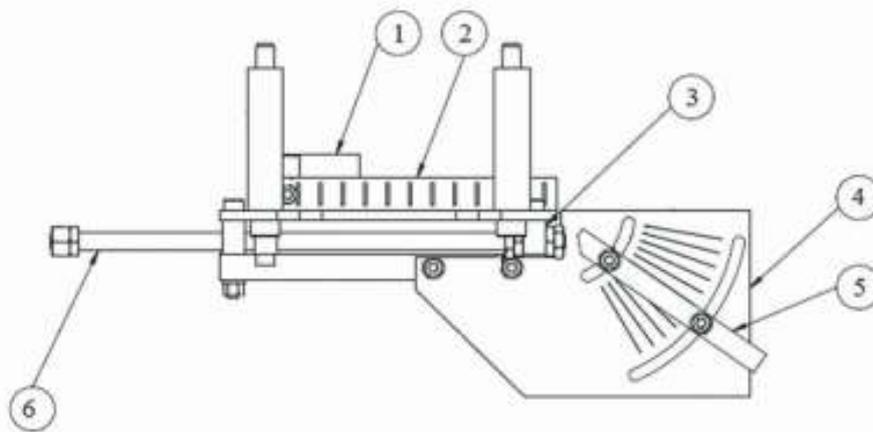


Abbildung 65: Werkzeugaufbau Cantilever Biegetest nach ENGEL & GRAEF (2016)

Das Werkzeug lässt sich in der in Kapitel 4.2 beschriebenen Wärmekammer integrieren. Der Versuchsaufbau besteht aus einer horizontalen Ebene (3), einer schiefen Ebene (5) mit einem Winkel von $41.5^\circ \pm 0.5^\circ$ (vgl. Abbildung 66), einem verschiebbaren Schlitten mit Gewicht (1), einer Skala (2) zur Messung der Überhanglänge und einer Skala zur Einstellung des Winkels der schiefen Ebene (4). Die Versuchsprobe (25mm * 125mm) wird zwischen der horizontalen Ebene und dem beweglichen Schlitten platziert, so dass die Probenkante parallel zur Bewegungsrichtung liegt. Die

Probe wird über einen Gewindestab (6) durch einen Elektromotor, der mit einem Drehzahlregler gekoppelt ist, mit konstanter Geschwindigkeit über die schiefe Ebene geschoben bis das freie Ende der Probe auf der schiefen Ebene aufrifft. Der verschiebbare Schlitten soll nach (DIN 53362:2003-10) mit konstanter Geschwindigkeit vorgeschoben werden, sodass die Probe innerhalb von 10s so weit durchgebogen ist, dass sie die schiefe Ebene berührt. Die Überhanglänge wird an der Skala (2) abgelesen (vgl. (Engel und Graef 2016; D 1388-96)). Die „Biegesteifigkeit B im Sinne dieser Norm ist ein Maß für den Widerstand, den ein Probekörper dem Bestreben, sich beim Einwirken von Kräften (Eigengewicht) zu biegen, entgegensetzt“ (DIN 53362:2003-10) und kann nach Gleichung (G11) aus der Überhanglänge $l_{\ddot{u}}$ und der Längengewichtskraft F_1 (G12) ermittelt werden (vgl. (DIN 53362:2003-10)).

$$F_1 = g * \frac{m}{l} \quad [G11]$$

$$B = F_1 * \left(\frac{l_{\ddot{u}}}{2}\right)^3 \quad [G12]$$

Zur Messung der Probentemperatur wird ein Thermoelement zwischen Probe und Schlitten angebracht. Der Versuch startet nach Erreichen der Nenntemperatur und einer Haltezeit von 5 min. Das Versuchswerkzeug in der Wärmekammer ist in Abbildung 66 dargestellt. Um ein Anhaften der Matrixschmelze bei Formtemperatur an den Werkzeugflächen zu vermeiden, wird die Probe zwischen zwei Silikonfolien geschichtet.

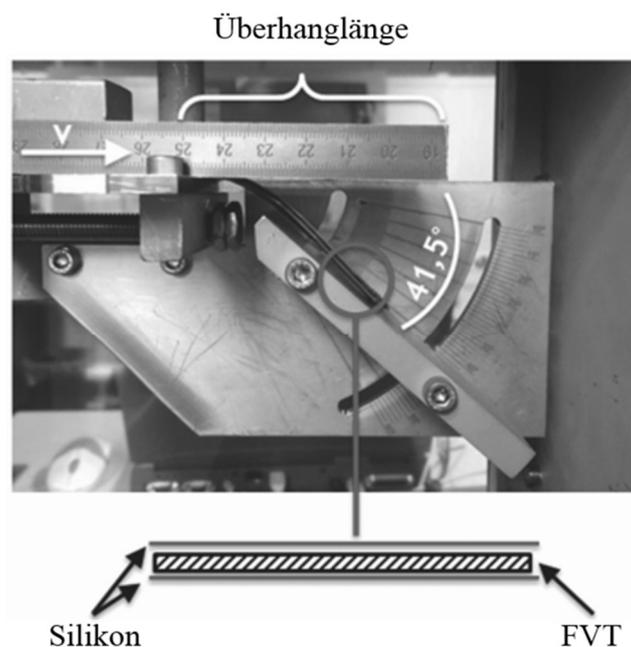


Abbildung 66: Versuchsdurchführung Cantilever Biegetest; nach ENGEL & GRAEF (2016)

Die Versuchsparameter sind in Tabelle 8 aufgelistet. Die Proben haben eine Gewebelage mit Körperbindung und eine PA6- oder PP-Matrix. Der Zuschnitt der Proben erfolgt mit einer Faserorientierung von 0/90°, wobei die Faserbündel parallel zu den Probenkanten liegen und unter einem Winkel von $\pm 45^\circ$, um den Einfluss der Faserorientierung auf die Biegeeigenschaften des Materials aufzuzeigen. Des Weiteren wird der Einfluss der Kett- und Schussrichtung ausgewertet und es erfolgt eine Variation der Prüftemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit der Probe.

Tabelle 8: Versuchsparameter Vertikaltest Druck

| | | | |
|-----------------------------|-----|-----------|----------------|
| Temperatur T [°C] | PA6 | 260 | 230 |
| | PP | 190 | |
| Geschwindigkeit v [mm/min.] | | 175 eff. | 415 eff. |
| Faserorientierung | | 0/90° | $\pm 45^\circ$ |
| Belastungsrichtung | | Kettfaden | Schussfaden |

Die Angabe in der Norm, dass die Prüfung innerhalb von 10s abgeschlossen sein soll, wird in dieser Arbeit für die höhere Vorschubgeschwindigkeit eingehalten. Bei der niedrigeren Vorschubgeschwindigkeit beträgt die Versuchsdauer über 30s. Die Wahl der Prüfgeschwindigkeiten erfolgt in Anlehnung an die beim *Bias-Extension-Test* in Kapitel 4.3.2 gewählten Werte.

Die im Sinne der Norm (DIN 53362:2003-10) ermittelte Biegesteifigkeit für die Silikonfolien beträgt bei einer Prüftemperatur von 260°C unter 2% der für die PA6-Proben ermittelten Werte. Der Einfluss der Silikonfolien auf die Versuchsergebnisse wird somit als vernachlässigbar gering angenommen.

Die Abbildungen 67 und 68 zeigen die Ergebnisse des Cantilever-Biegetests für die PA6- und PP-Proben.

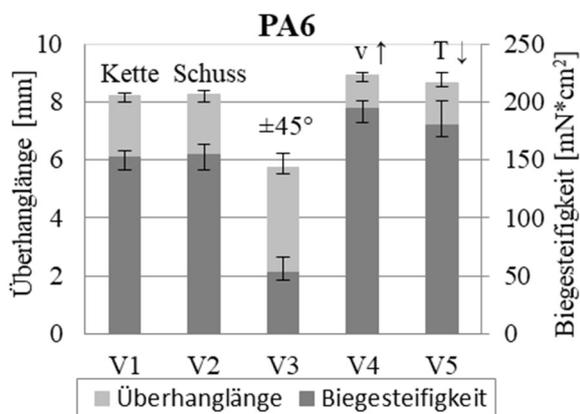


Abbildung 67: Ergebnisse Cantilever-Biegetest PA6

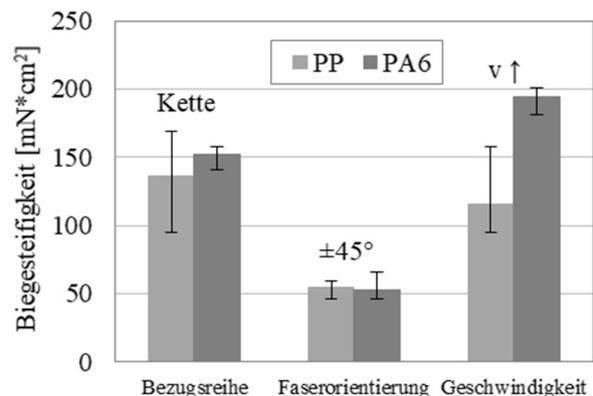


Abbildung 68: Ergebnisse Cantilever Biegetest – Vergleich PA6 und PP

Die Ausrichtung der Kett- bzw. Schussfäden zur Belastungsrichtung zeigt keinen Einfluss auf die Biegesteifigkeit bei einer Faserorientierung von $0/90^\circ$ zur Belastungsrichtung (Abbildung 67). Sind die Fasern unter $\pm 45^\circ$ zur Belastungsrichtung angeordnet, beträgt die Biegesteifigkeit ca. $1/3$ des Wertes im Vergleich zur Ausrichtung von $0/90^\circ$. Zudem zeigt sich, dass die anhand des Cantilever-Biegetests ermittelte Biegesteifigkeit der PA6-Proben mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit und abnehmender Prüftemperatur zunimmt (Abbildung 67). Die Erhöhung der Prüfgeschwindigkeit führt bei den PP-Proben hingegen zu einer geringen Abnahme der ermittelten Biegesteifigkeit (Abbildung 68). Die Ergebnisse der PP-Proben zeigen jedoch wesentlich höhere Abweichungen der Ergebnisse der einzelnen Proben innerhalb einer Versuchsreihe und somit einer geringeren Reproduzierbarkeit und damit einhergehenden Aussagekraft der Ergebnisse im Vergleich zu den PA6-Proben.

Die Fließkurven von PP und PA6 in Kapitel 4.1 zeigen, dass Schwankungen der Temperatur und der Scherrate bei PP zu deutlich größeren Änderungen der Viskosität führen als bei PA6. Somit führen versuchsbedingte Abweichungen der Vorschubgeschwindigkeit und der Prüftemperatur zu Änderungen der Viskosität der PP-Proben, was zu Streuungen der Versuchsergebnisse führen kann.

4.4.3 Vertikaltest mit Gewicht

Abbildung 69 zeigt den schematischen Aufbau des Vertikaltests, der in Anlehnung an den Versuchsaufbau von DANGORA et al. (2014) und SOTEROPOULOS et al. (2011) konstruiert wurde.

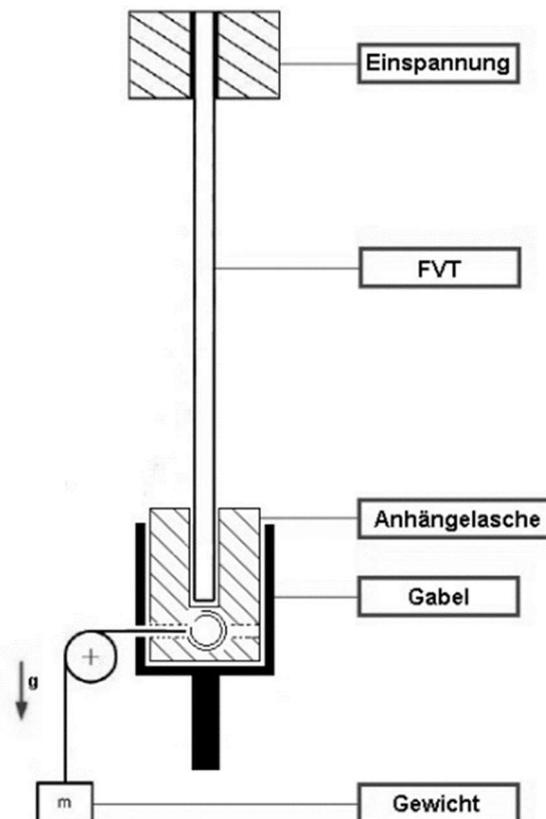


Abbildung 69: Schema Vertikaltest

Die Messung der Prüftemperatur erfolgt über ein Thermoelement an der heißen Luft neben der Probe unterhalb der oberen Einspannung und nicht direkt an der Probe, um einen Einfluss durch Kontakt des Thermoelements auf die Durchbiegung auszuschließen. Der Temperaturgradient über der Probenlänge beträgt bei der gewählten Probenabmessung von 50mm x 220mm (+20mm Einspannlänge) ca. 10 °C in Analogie zu den Proben des *Bias-Extension-Tests* in Kapitel 4.3.2.

Am unteren Ende der Probe wird eine Anhängelasche aus Aluminium angebracht, die über Schrauben geklemmt wird. An dieser Lasche ist ein Drahtseil befestigt, das aus der Wärmekammer über eine Umlenkrolle geführt wird. Am Ende des Seils wird ein Gewicht von 10g angehängen. Die Wahl des Gewichts ist abhängig von der Probendicke und der Steifigkeit des Materials und in Vorversuchen bestimmt worden. Das Gewicht sollte so gewählt werden, dass sich die Auslenkung der Probe bei den gewählten Prüftemperaturen innerhalb des Messrasters befindet. Dieses ist hinter der Probe in der Wärmekammer angebracht und dient dem Ablesen der X- und Y-Koordinaten, zur optischen Ermittlung der Durchbiegung der Probe, die in Abbildung 70 dargestellt wird.

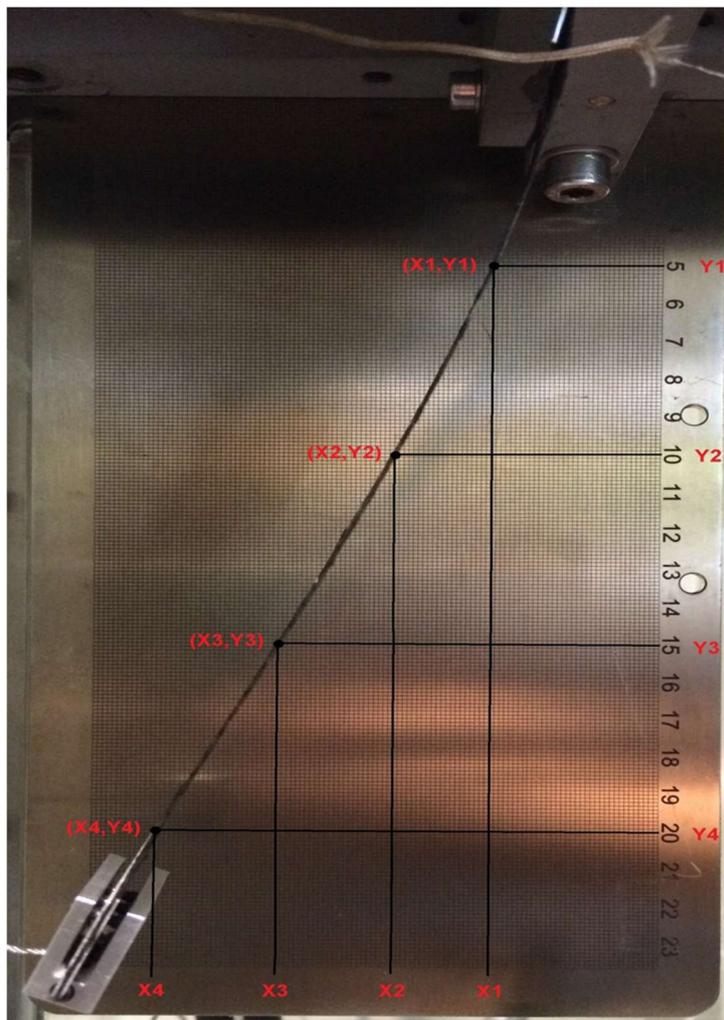


Abbildung 70: Bestimmung der Durchbiegung der Probe mit dem Raster in 50mm-Schritten auf der Y-Achse

Im Gegensatz zur Vorgehensweise von SOTEROPOULOS et al. (2011), bei der das erforderliche Gewicht für eine definierte Auslenkung bestimmt wird, wird in dieser Arbeit die Auslenkung der Probe durch ein definiertes Gewicht bestimmt. Diese Vorgehensweise wird gewählt, um die Zeit des Tests, der bei aufgeschmolzener Thermoplastmatrix erfolgt, konstant zu halten und nicht die Gewichte während des Versuchs schrittweise erhöhen zu müssen.

Um eine Verdrillung der Probe und ein Auslenken durch das Gewicht des Seils vor Versuchsbeginn bei der Erwärmung zu vermeiden, wird die Anhängelasche von einer Gabel gehalten, die über die Universalprüfmaschine nach Erreichen der Prüftemperatur und einer Haltezeit von 5 Minuten nach unten bewegt wird und die Probe frei gibt. Die Gabel wird durch eine Öffnung im Boden der Wärmekammer rausgeführt. Silikonfolien umgeben die Gabel an der Öffnung, um den Wärmeverlust zu begrenzen. Tabelle 9 zeigt die Versuchsparameter für den Vertikaltest.

Tabelle 9: Versuchsparameter Vertikaltest

| | | | | |
|-------------------|-----|-------|-----|-----|
| Temperatur T [°C] | PA6 | 260 | 220 | 240 |
| Gewicht [g] | | 10 | | |
| Faserorientierung | | 0/90° | | |

Da die Ausrichtung hinsichtlich Kett- und Schussfäden im *Cantilever-Bending-Test* keinen Einfluss gezeigt hat, wird dieser Einfluss im Vertikaltest nicht weiter untersucht. Die Prüftemperaturen sind identisch zu den beim *Cantilever-Bending-Test* (siehe Kapitel 4.4.2) gewählten Werten. Je Parametereinstellung werden fünf Proben geprüft.

Die Mittelwerte sowie Fehlerbalken der Versuchsergebnisse der einzelnen Prüftemperaturen sind in Abbildung 71 dargestellt. Die Durchbiegung der Probe wird durch eine Funktion 2. Grades angenähert. Die Durchbiegung steigt mit zunehmender Temperatur. Die Streuungen zwischen den einzelnen Versuchsproben sind bei 260°C am geringsten und bei 240°C am höchsten.

Beim *Bias-Extension-Test* in Kapitel 4.3.2 sind die Streuungen der Versuchsergebnisse bei der Prüftemperatur von 260°C ebenfalls am geringsten. Die Prüftemperatur von 230°C weist höhere Abweichungen zwischen den Versuchsergebnissen einzelner Proben auf, was auf Temperaturschwankungen aufgrund der Nähe zur Schmelztemperatur des Thermoplasts von 220°C zurückgeführt wird. Im Vertikaltest treten die größten Streuungen hingegen bei einer Prüftemperatur von 240°C auf und nicht bei der Prüftemperatur von 220°C.

Die manuelle Positionierung des Thermoelements kann zu Unterschieden in der Temperaturmessung führen, sodass die reale Probentemperatur abweicht, wenn die wärmere Umgebungsluft in der Wärmekammer gemessen wird.

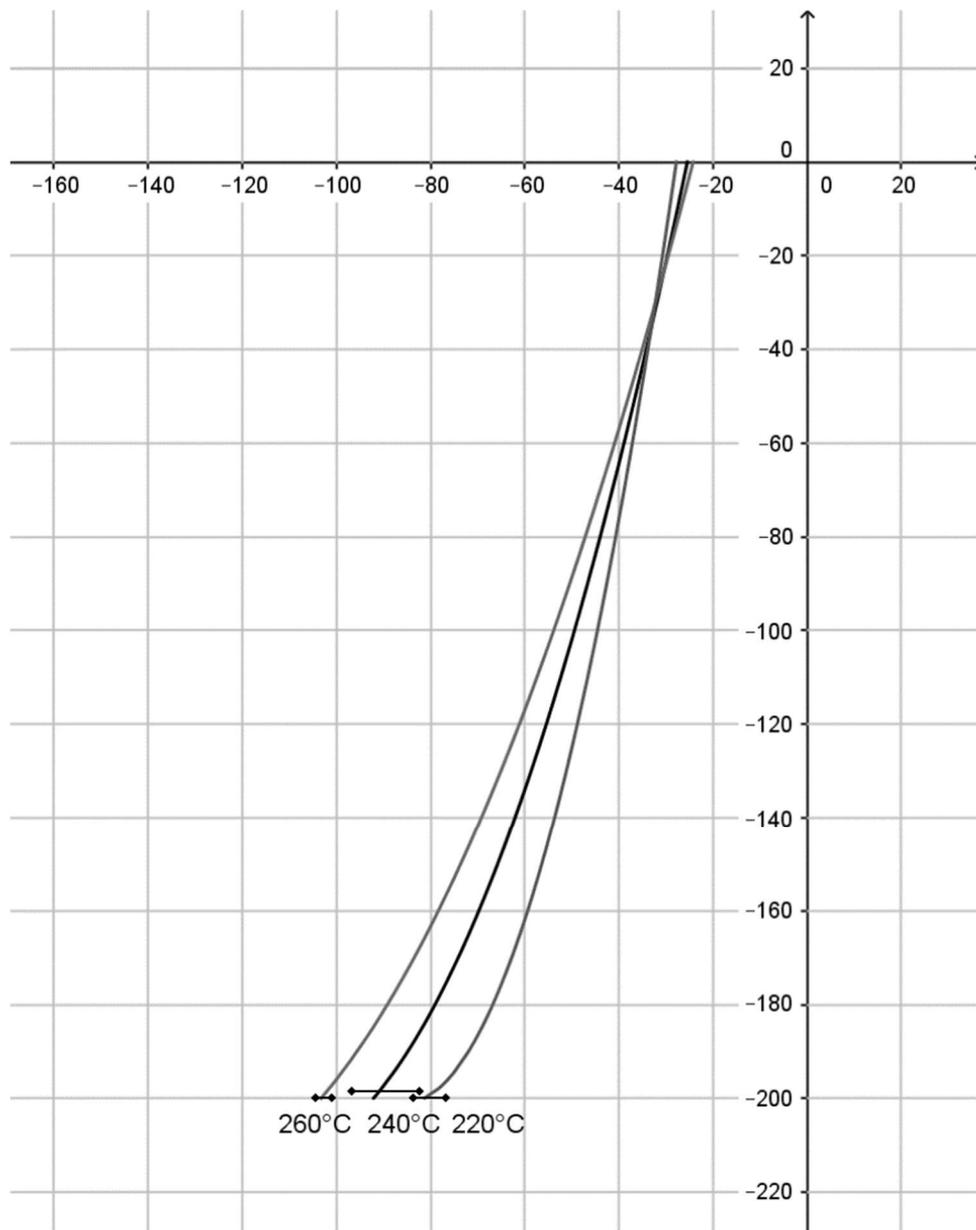


Abbildung 71: Durchbiegung Vertikaltest bei $y = 200$ mm

4.4.4 Vertikaltest Druck

SOTEROPOULOS et al. (2011) und DANGORA et al. (2014) verwenden zur Validierung der Biegesteifigkeit des Simulationsmodells eines trockenen Gewebes neben dem in Kapitel 4.4.3 beschriebenen Vertikaltest mit Auslenkung durch ein Gewicht einen weiteren Test, der die Durchbiegung einer Probe hervorruft (amplitude test). Dabei wird eine Probe flach auf eine Ebene gelegt und an ihren Enden zusammengedrückt (vgl. Abbildung 9, Kapitel 2.3.1).

Da die Versuche in dieser Arbeit an imprägnierten Geweben oberhalb der Schmelztemperatur der Thermoplastmatrix durchgeführt werden, wird der Versuch mit vertikaler Anordnung durchgeführt, indem die Probe in Anlehnung an den *Bias-Extension-Test* (vgl. Kapitel 4.3.2) in der Wärmekammer

eingespannt wird und nach Erreichen der Prüftemperatur sowie einer Haltezeit von 5 Minuten senkrecht mit einem Prüfweg von 70 mm zusammengefahren werden.

Die Vermessung der Durchbiegung der Proben, die in Abbildung 72 dargestellt wird, erfolgt durch Einspannung der Probe in einer Vorrichtung. Diese ermöglicht eine reproduzierbare Positionierung der Probe und einer Kamera.



Abbildung 72: Auswertung Vertikaltest Druck

Tabelle 10 zeigt den Versuchsplan. Die Proben haben eine Gewebelage mit Körperbindung und eine PA6- oder PP-Matrix. Neben der Geschwindigkeit wird auch die Faserorientierung zur Belastungsrichtung variiert und ob Kett- oder Schussfaden des Gewebes in der Belastungsrichtung liegen. Die freie Probenlänge außerhalb der Einspannbereiche beträgt 200mm und die Probenbreite 80mm.

Tabelle 10: Versuchsparameter Vertikaltest Druck

| | | | |
|-----------------------------|-----|----------------|----------------|
| Temperatur T [°C] | PA6 | 260 | 230 |
| | PP | 190 | |
| Geschwindigkeit v [mm/min.] | | 200 (175 eff.) | 600 (415 eff.) |
| Faserorientierung | | 0/90° | ±45° |
| Belastungsrichtung | | Kettfaden | Schussfaden |

Die Versuchsergebnisse bei Variation der Probentemperatur werden in Abbildung 73 aufgezeigt.

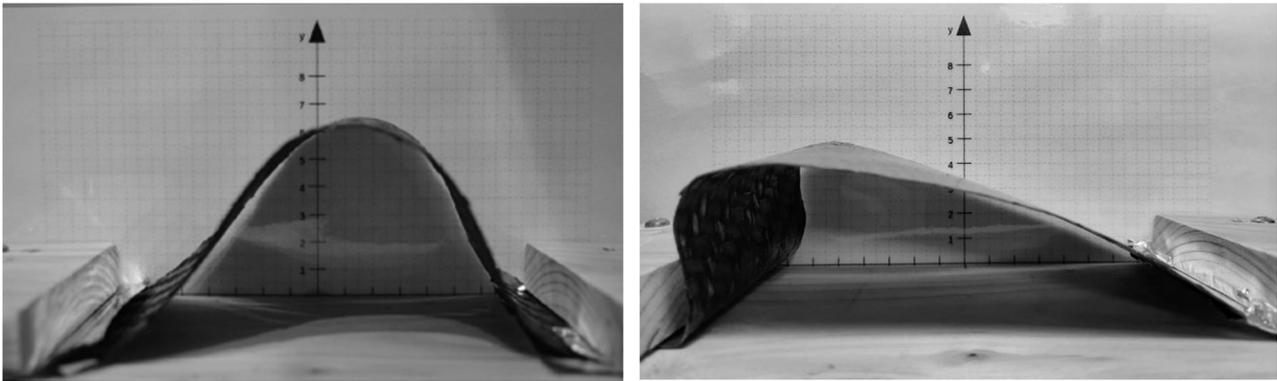


Abbildung 73: Beispiel einer PA6-Probe des Vertikaltest Druck bei 260°C (links) und 230°C (rechts)

Die Proben mit PA6-Matrix bei 260°C zeigen alle die in Abbildung 73 links dargestellte Durchbiegung der Probe von 65mm, die sich außermittig in positiver x-Richtung der Skala befindet. Lediglich die Änderung der Prüftemperatur auf 230°C zeigt einen Einfluss auf die Durchbiegung der Probe, die 50mm beträgt und außermittig in negativer x-Richtung der Skala vorliegt (vgl. Abbildung 73, rechts). Die Proben mit PP-Matrix bei 190°C Prüftemperatur zeigen eine Durchbiegung ähnlich der PA6-Proben bei 260°C. Das Maximum der Durchbiegung ist mit 60mm etwas geringer und liegt in der Probenmitte.

Die Durchbiegung der Probe im Vertikaltest unter Druckbelastung wird durch die Prüftemperatur und den eingesetzten Matrixwerkstoff beeinflusst. Dies weist auf den Einfluss der Viskosität der Thermoplastmatrix auf die Versuchsergebnisse hin. Die Viskosität nimmt bei einer Verringerung der Prüftemperatur zu. Zudem liegt die Viskosität bei Polypropylen höher im Vergleich zu Polyamid 6 (vgl. Abbildung 19 und 21, Kapitel 4.1).

4.4.5 Fazit der Biegeversuche

Aufgrund der geringeren Streuung und somit besseren Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse beim *Cantilever-Bending-Test* (siehe Kapitel 4.4.2) im Vergleich zum *Vertikaltest mit Gewicht* (vgl. Kapitel 4.4.3), wird dieser Test zur Validierung der Biegeeigenschaften des Simulationsmodells in Kapitel 5.2 herangezogen. Zudem ist die Verwendung der Überhanglänge, die ein Indikator für die Beigesteifigkeit des Materials ist, zur Validierung des Simulationsmodells ein einfacher Vergleichswert. Um in Anlehnung an SOTEROPOULOS et al. (2011) und DANGORA et al. (2014) eine zweite Prüfanordnung zur Überprüfung der in der Simulation verwendeten Werte für die Beigesteifigkeit zu erhalten, wird der *Vertikaltest Druck* (vgl. Kapitel 4.4.4) herangezogen.

4.5 Reibversuche

4.5.1 Tool/Ply

Das Reibverhalten zwischen Verbundwerkstoffen und metallischen Werkzeugen wird in dieser Arbeit mit einem Streifendurchzugversuch („*pull-through*“) untersucht, da dieses den Vorteil hat, dass die Reibfläche konstant bleibt. Die Tests mit den höchsten Werten von Prüftemperaturen und Normaldruck erfolgen hingegen mit der Anordnung des Streifenauszugsversuchs („*pull-out*“), da dieser bei der Parameterkombination eine bessere Reproduzierbarkeit der Ergebnisse aufweist. Bei der Auswertung ist die abnehmende Kontaktfläche mit steigendem Prüfweg zu berücksichtigen. Der Reibkontakt besteht auf beiden Seiten der FVT-Probe. Der schematische Testaufbau beider Versuchsanordnungen ist in Abbildung 14 (Kapitel 2.3.3, Seite 25) dargestellt.

In dieser Arbeit ist die Versuchsdurchführung nicht-isotherm, um Bedingungen zu erhalten, die auch bei der Bauteilumformung im Werkzeug vorliegen und einen mittleren Reibwert bei der Probenabkühlung zu erhalten. Zunächst wird die FVT-Probe in einer Kontaktheizung erwärmt und in die obere Einspannung geklemmt. Dann schließen zwei hydraulisch gesteuerte Druckplatten, die bis 150 °C beheizbar sind. Der Prüfaufbau ist an die UNIVERSALPRÜFMASCHINE ZWICK Z250 gekoppelt. Diese ermöglicht die Kontrolle der Auszugsgeschwindigkeit und die Messung der erforderlichen Auszugskraft, die der doppelten Reibungskraft entspricht, da zwei Kontaktflächen (A_p) vorliegen. Der Transfer zwischen der Heizeinheit und der Prüfmaschine wird manuell durchgeführt. Die Transferzeit wird dabei aufgezeichnet und konstant gehalten.

Das hier untersuchte Material besteht aus einem 2/2 Köpergewebe mit drei Gewebelagen aus Glasfasern und einer Polyamid 66-Matrix (PA66) (TEPEX® Dynalite 101-RG600(X)/47%) mit einer Schmelztemperatur von 260°C. Die Gesamtdicke des Verbunds beträgt 1,5mm.

Tabelle 11 zeigt die Versuchsparameter.

Tabelle 11: Versuchsparameter Reibversuche (Tool-Ply)

| Temperatur T [°C] | FVT | RT | 200 | 300 |
|----------------------------------|-------------|----|-------------|-----|
| | Werkzeug | RT | 50 | 150 |
| Geschwindigkeit v [mm/s] | 10 (7 eff.) | | | |
| Normaldruck p_N [Mpa] | 2,2 | | 4 | 6 |
| Werkstoff (Werkzeug) | Stahl | | Aluminium | |
| Oberflächenbehandlung (Werkzeug) | gefräst | | geschliffen | |

Die Reibversuche erfolgen unter Variation der Auszugsgeschwindigkeit, des Normaldrucks und Temperatur des FVT und der Druckplatten. Diese bestehen aus Stahl mit einer geschliffenen Oberfläche. In weiteren Versuchsreihen wird der Einfluss einer gefrästen Oberfläche und Aluminium als Werkzeugwerkstoff untersucht.

Der Reibkoeffizient μ wird nach GOMERINGER et al. (2022) gemäß Gleichung (G13) aus der Reibkraft (F_R) und der Normalkraft (F_N) berechnet. Aufgrund der beidseitigen Kontaktflächen der Probe gemäß Abbildung 14 (Kapitel 2.3.3, Seite 25) entspricht die Reibkraft der halben Auszugskraft (F), die an der Prüfmaschine gemessen wird. Die Normalkraft wird gemäß Gleichung (G14) nach GOMERINGER et al. (2022) aus dem Hydraulikdruck (p_N) und der Kontaktfläche zwischen den Druckplatten und der FVT-Probe ermittelt.

$$\mu = \frac{F_R}{F_N} = \frac{F}{2 * F_N} \quad [G13]$$

$$F_N = p_N * A_p \quad [G14]$$

Die Temperatur der FVT-Proben liegen bei Versuchsbeginn bei 260°C bzw. 160°C bei einer Aufheiztemperatur von 300°C bzw. 200°C in der Kontaktheizung. Die Temperatur von 260°C repräsentiert die Umformtemperatur des Thermoplasts und die Prüftemperatur von 160 °C stellt die Bedingungen zwischen der Glasübergangstemperatur von 70 °C und Erweichungstemperatur von 220°C dar.

Abbildung 74 zeigt die Ergebnisse der Reibversuche für verschiedene Werkzeugtemperaturen bei einer anfänglichen Aufheiztemperatur von 200°C.

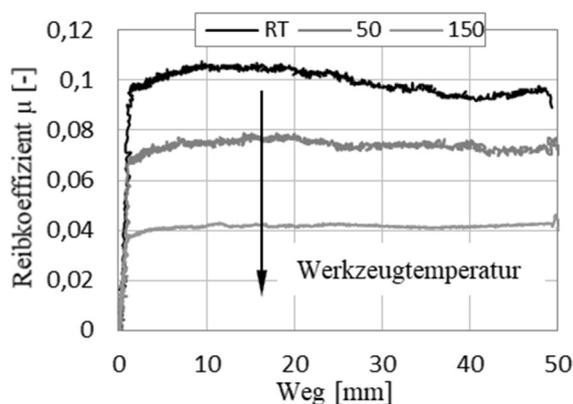


Abbildung 74: Reibkoeffizient in Abhängigkeit der Werkzeugtemperatur ($T_{Probe} = 200^\circ C$, $v=10 \frac{mm}{s}$, $p = 2,2$ MPa, Stahl)

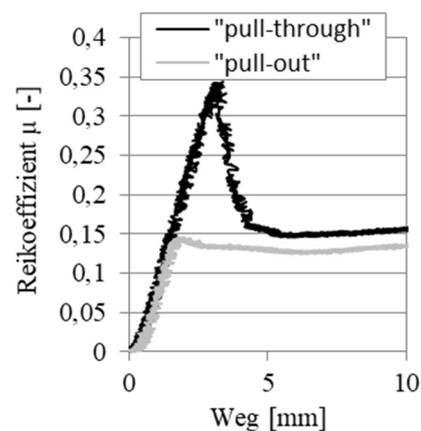


Abbildung 75: Reibkoeffizient bei Versuchsbeginn mit verschiedener Prüfanordnung bei $T_{Probe} = 300^\circ C$ ($T_{WZ} = RT$ $v=10 \frac{mm}{s}$, $p = 2,2$ MPa, Stahl)

Der Reibkoeffizient bleibt über dem gesamten Versuchsweg nahezu konstant. Bei den Reibversuchen oberhalb der Schmelztemperatur der Thermoplastmatrix kommt es bei der Versuchsanordnung des Streifendurchzugversuchs („*pull-through*“) zu einem Peak des Reibkoeffizienten bei Versuchsbeginn, bis sich ein konstanter Kurvenverlauf einstellt. Bei der Versuchsanordnung des Streifenauszugversuchs („*pull-out*“), bei dem die Probe zu Beginn mit den Reibwerkzeugen abschließt, verläuft der Reibkoeffizient nahezu konstant über dem gesamten Versuchsweg. Abbildung 75 zeigt einen Vergleich beider Versuchsanordnungen bei einer anfänglichen Proben temperatur von 300°C. Die Ursache für den Peak liegt in der Matrixanhäufung, die bei Schließen der Reibwerkzeuge vor Versuchsbeginn aufgrund der Schmelzflüssigen Thermoplastmatrix entsteht, die beim Durchziehen der Probe überwunden werden muss. Die Oberflächentopographie der Probe, die mit einem digitalen Mikroskop VHX-1000D der Firma KEYENCE aufgenommen worden ist, wird zur Verdeutlichung in Abbildung 76 dargestellt.

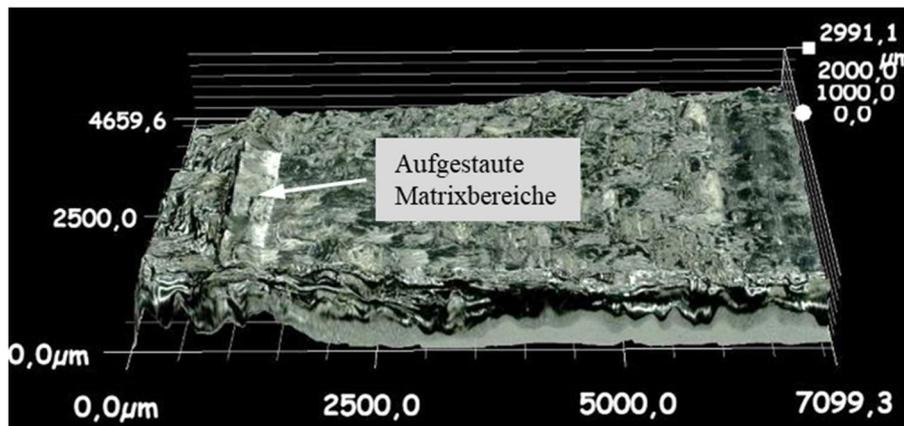


Abbildung 76: Probenabschnitt mit aufgestautem Matrixbereich beim „*pull-through*“ Test

Für die Reibversuche bei 300°C wird somit die Versuchsanordnung des Streifenauszugversuchs („*pull-out*“) gewählt, bei dem die entsprechend dem Versuchsweg abnehmende Kontaktfläche bei der Auswertung berücksichtigt werden muss.

In dieser Arbeit werden für die Simulationen in Kapitel 7 konstante Reibkoeffizienten herangezogen entsprechend der vorliegenden Prozessparameter. Die Ergebnisse werden im Folgenden erläutert.

Abbildung 77 zeigt die Reibkoeffizienten in Abhängigkeit der Werkzeug- und Probestemperatur und des Normaldrucks.

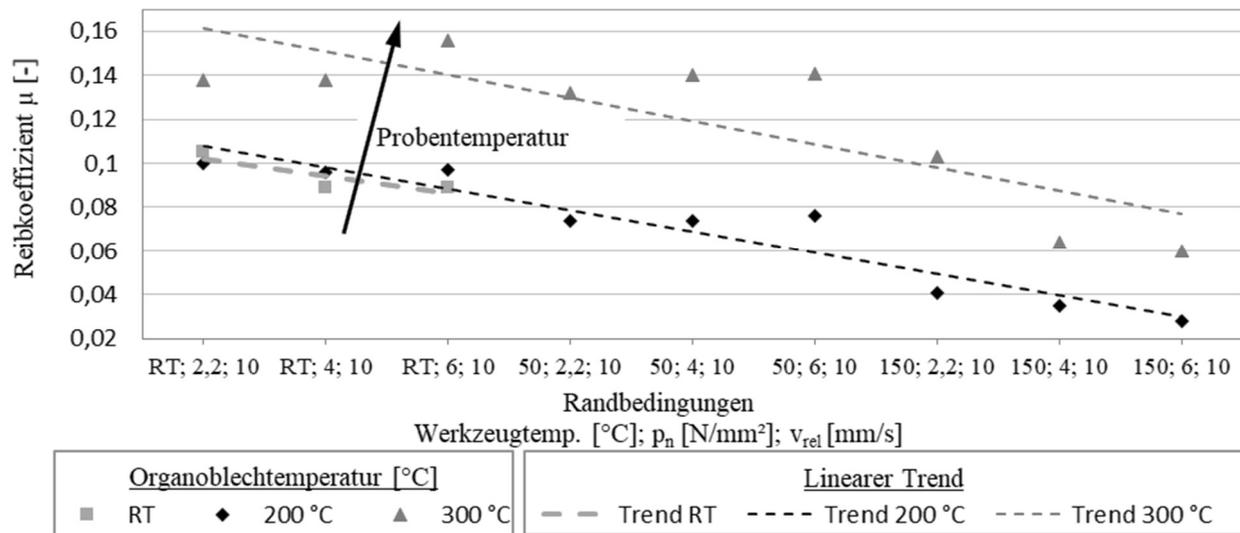


Abbildung 77: Reibkoeffizienten in Abhängigkeit der Temperaturen von Werkzeug und Probe und des Normaldrucks

Der Reibkoeffizient bei aufgeschmolzener Thermoplast-Matrix bei $T_{probe} = 300^{\circ}\text{C}$ liegt um ca. 30% höher im Vergleich zu $T_{probe} = 200^{\circ}\text{C}$ und RT. Ein Mechanismus scheint dabei die Vergrößerung der Reibfläche zu sein, die durch das aufgeschmolzene Polyamid entsteht, das die Unebenheiten der Werkzeugoberfläche ausfüllt. Des Weiteren können bei der Abkühlung des Polyamids adhäsive Verbindungen auftreten, insbesondere bei geringen Gleitgeschwindigkeiten. Diese Verbindung muss erst gebrochen und der abgekühlte Thermoplast verformt werden.

Abbildung 77 zeigt, dass die Reibkoeffizienten mit steigender Werkzeugtemperatur abnehmen, was durch die eingefügten Trendlinien verdeutlicht wird. Dies zeigt sich auch bei der Probestemperatur von 200°C , da das Material länger über der Erweichungstemperatur der Thermoplastmatrix verbleibt. Die erforderlichen Kräfte, um das Rauheitsprofil der Probenoberfläche zu verformen sind dadurch geringer.

Die Variationen des Normaldrucks zeigen keinen oder nur einen geringen Einfluss im Bereich von $\mu \pm 0,01$ auf die Reibkoeffizienten bei Probestemperaturen unterhalb der Schmelztemperatur. Typischerweise zeigt sich das bei Coulomb'scher Reibung oder Festkörperreibung. Dies stellt den linken Rand der Stribeck-Kurve dar und ist in Abbildung 77 mit einem Punkt markiert (1). Bei der Probestemperatur von 300°C , die oberhalb der Schmelztemperatur T_s des Thermoplasts liegt führt eine Zunahme des Normaldrucks zu steigenden Reibkoeffizienten, bei einer Werkzeugtemperatur bis 50°C . Dieses Verhalten zeigt sich anhand der Stribeck-Kurve im Bereich der Mischreibung (2).

Bei einer Werkzeugtemperatur von 150°C ist dieses Verhalten umgekehrt. Mit steigendem Normaldruck sinkt der Reibkoeffizient merklich um $\mu = -0,04$. Aufgrund der hohen Werkzeugtemperatur und der damit geringeren Abkühlrate verbleibt die Matrix länger in einem schmelzflüssigen Zustand. In Anlehnung an die Stribeck-Kurve entsteht aufgrund des Flüssigkeitsfilms der Polymerschmelze eine hydrodynamische Schmierung (3).

Ähnliche Testergebnisse werden von ten THIJE & AKKERMAN (2009), GORCZYCA (2004) und FETFATSIDIS et al. (2009) anhand von Glas/Polypropylen-Verbundwerkstoffen vorgestellt.

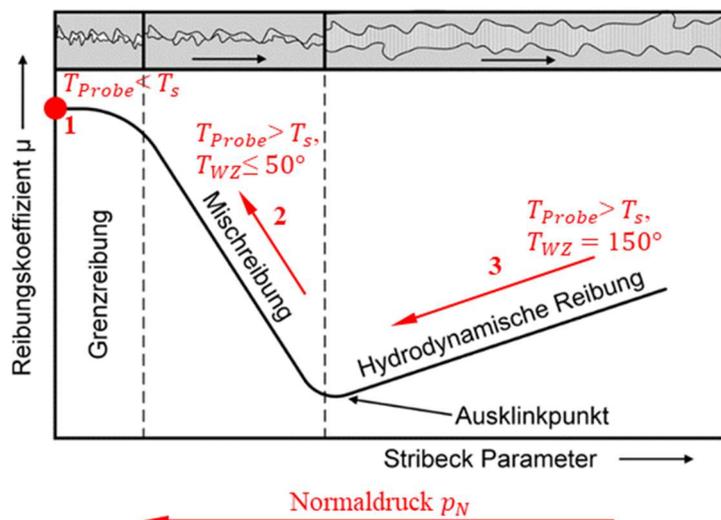


Abbildung 78: Einfluss des Normaldrucks p_N auf den Reibkoeffizienten μ in Abhängigkeit der Proben- und Werkzeugtemperatur (T_{Probe} , T_{WZ}) anhand der Stribeck-Kurve nach BRAUN (2015)

Abbildung 79 zeigt den Einfluss von Stahl und Aluminium als Werkzeugwerkstoff und der Oberflächen, die gefräst oder geschliffen sind, auf die Reibkoeffizienten.

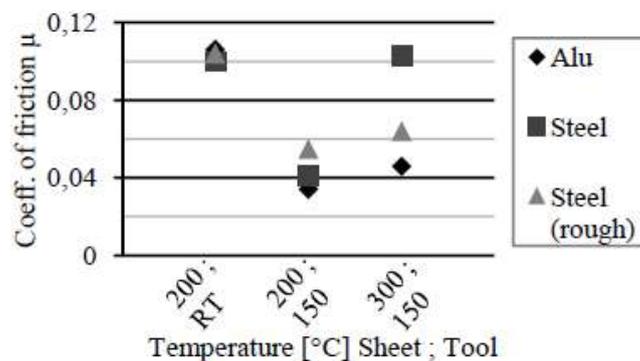


Abbildung 79: Reibkoeffizienten in Abhängigkeit des Werkzeugwerkstoffes und der Oberflächenbehandlung nach ENGEL & BRÜHMANN (2013)

Aus der Abbildung 80 wird ersichtlich, dass sich die Reibkoeffizienten von PA6 und PA66 zumindest bei der im aufgezeigten Temperaturbereich vorliegenden Festkörperreibung nur geringfügig unterscheiden. Die in Kapitel 4.1 aufgeführten Fließkurven verdeutlichen, dass die Viskositäten beider Polyamide oberhalb ihrer Schmelztemperatur im Bereich gleicher Größenordnung liegen. Auf dieser Grundlage wird die Annahme getroffen, dass auch bei hydrodynamischer Reibung gleiche Bedingungen vorliegen. Daher werden die in dieser Arbeit anhand von PA66 ermittelten Reibkoeffizienten auch für die Formsimulationen mit PA6 in Kapitel 7 verwendet.

FETFATSIDIS et al. (2009) führen Reibversuche an gewebeverstärktem Polypropylen mit dem von GAMACHE et al. (2007) entwickelten Versuchsstand durch. Die Probe wird ebenso wie in dieser Arbeit in einer separaten Heizeinheit erwärmt und dann in den Versuchsstand eingelegt, wobei beidseitiger Werkzeugkontakt vorliegt. GAMACHE et al. (2007) stellt eine Auflistung von Parametern vor, die bei Thermoformprozessen von verstärkten Polypropylenen vorliegen und mit dem Versuchsstand realisiert werden sollen.

Bei der Formung des in Kapitel 2.2.3 vorgestellten DoubleDome Bauteils beträgt die Schließkraft der Presse 232kN, woraus bei der projizierten Fläche des Bauteils ein Druck von 1,55 MPa resultiert. Dieser Wert liegt in dem in GAMACHE et al. (2007) vorgestellten Druckbereich beim Thermoformen. Der einstellbare Druck der Reibwerkzeuge liegt aufgrund des verwendeten Hydraulikaggregats bei min. 2,2 MPa. Die maximale Geschwindigkeit der Prüfmaschine beträgt 10 mm/s. Dies liegt in dem von GAMACHE et al. (2007) und SACHS et al. (2014a) verwendeten Prüfbereich.

4.5.2 Ply/Ply

Das Zwischenschichtgleiten wird anhand eines Streifenauszugversuchs „pull-through“ (vgl. Abbildung 14, Kapitel 2.3.3) charakterisiert.

Das Werkzeug und die Anordnung der Proben werden in den Abbildungen 81 und 82 dargestellt.

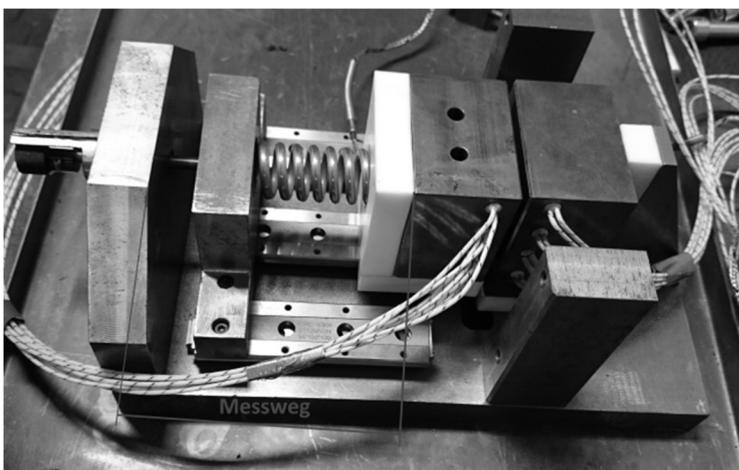


Abbildung 81: Werkzeug Reibtest Ply/Ply

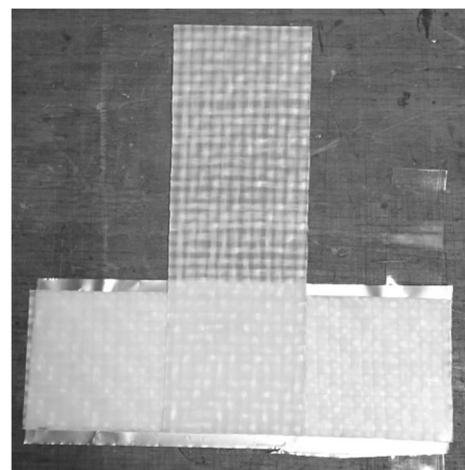


Abbildung 82: Probe – Ply/Ply

Die Probe wird im Kontaktbereich beidseitig zwischen zwei ebene beheizbare Werkzeugflächen unter definiertem Druck geklemmt und anschließend erwärmt. Der Druck kann über die Vorspannung der Federn eingestellt werden. Der Versuche startet nach einer Haltezeit von 5 Minuten, um das Durchwärmen der Probe sicher zu stellen. Das Werkzeug wird in eine Universalprüfmaschine integriert.

Im Werkzeug werden die äußeren FVT-Lagen seitlich fest eingespannt und die mittlere FVT-Lage wird oben fest eingespannt, sodass diese zwischen den anderen beiden Lagen herausgezogen werden kann (vgl. Abbildung 82). Die Probengröße beträgt mit Einspannbereich 150 mm x 50 mm und die reine Kontaktfläche beträgt 50 mm x 50 mm.

Zunächst werden je Parametereinstellung zwei Proben geprüft. Weichen deren Ergebnisse voneinander ab, werden weitere Proben mit der gleichen Parametereinstellung geprüft.

Der Druckbereich und die Prüfgeschwindigkeit werden in Anlehnung an die von LEBRUN et al. (2004), VANCLOOSTER et al. (2008) und CHEN et al. (2011) angegebenen Parameter bei der Prüfung von Polypropylen gewählt. Die Temperaturen werden an das hier ebenfalls zu prüfende Polyamid 6 angepasst und decken den Bereich ab der Schmelztemperatur ab, wobei hydrodynamische Reibung vorliegt. Die Versuchsparameter sind Tabelle 12 zu entnehmen.

Tabelle 12: Versuchsparameter Reibversuche (Ply-Ply)

| | | | |
|---------------------------|--------|-------------|------|
| Temperatur T [°C] | PA6 RG | 220 | 300 |
| | PA6 FG | 220 | 300 |
| | PP RG | 165 | 195 |
| Geschwindigkeit v [mm/s.] | | 10 (7 eff.) | |
| Normaldruck p_N [MPa] | | 0,25 | 0,75 |

Die Proben werden aus drei Einzellagen konsolidiert, um den Überstand für die Einspannbereiche zu realisieren (vgl. Abbildung 82). Anhand von Schliffbildern werden die eigens konsolidierten Proben zu dem vom Hersteller konsolidierten Material hinsichtlich Lufteinschlüsse und der Verteilung von Fasern und Matrix verglichen. Die Schliffbilder sind in den Abbildungen 83 und 84 mit einer 20-fachen und in Abbildung 85 mit einer 150-fachen Vergrößerung dargestellt. Bei beiden Proben können keine Poren und Lufteinschlüsse identifiziert werden. Die Verteilung der Fasern und Matrix in der eigens konsolidierten Probe ist gleichmäßig (Abbildung 83).

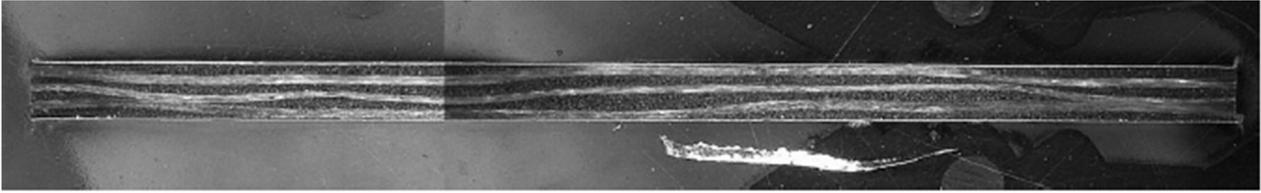


Abbildung 83: Eigens konsolidierte Probe (20x Zoom)

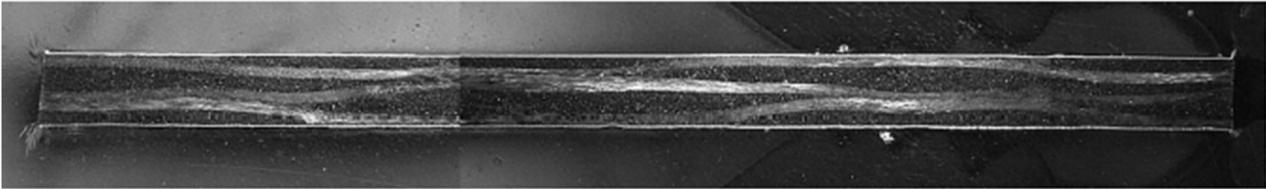


Abbildung 84: Vom Hersteller konsolidierte Probe (20x Zoom)

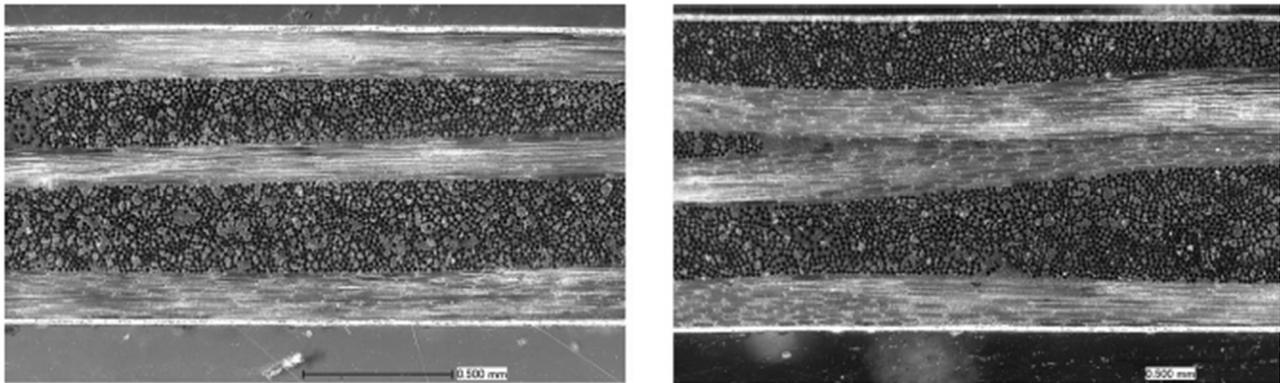


Abbildung 85: Vergleich der Schliiffproben unter 150-facher Vergrößerung, eigens konsolidiert (links), vom Hersteller konsolidiert (rechts)

Die von der Prüfmaschine aufgezeichneten Kraft-Weg-Kurven für Polyamid 6 mit Rovinggewebe (PA6 RG) sind in Abbildung 86 dargestellt. Der Kurvenverlauf weicht von dem von LEBRUN et al. (2004) anhand von glasfaserverstärktem Polypropylen (PP) (vgl. Abbildung 15, Kapitel 2.3.3) aufgezeigten Kraft-Weg-Verlauf beim Zwischenschichtgleiten von FVT ab. Dieser ist durch einen anfänglichen Peak und die darauffolgende kontinuierliche Abnahme der Kraft aufgrund der abnehmenden Kontaktfläche im Pull-out-Test gekennzeichnet.

Die Kraft-Weg-Kurven in Abbildung 86 für PA6 RG weisen keinen anfänglichen Kraftpeak auf, der überwunden werden muss, bevor die Relativbewegung zwischen den einzelnen FVT-Lagen einsetzt. Ein Grund dafür kann in der geringeren Viskosität von PA6 im Vergleich zu PP liegen, die in Kapitel 4.1 anhand der Abbildungen 19 und 21 dargestellt wird. Im Bereich hydrodynamischer Reibung führt eine Abnahme der Viskosität zu niedrigeren Reibkoeffizienten. Somit ist weniger Kraft erforderlich, um eine Relativbewegung zwischen den Reibpartnern zu erzeugen.

Abbildung 87 zeigt einen Vergleich zwischen den Kraft-Weg-Kurven von PA6 und PP mit Rovinggewebe, die oberhalb ihrer jeweiligen Schmelztemperatur getestet worden sind. Die Proben

mit PP weisen einen anfänglichen Kraftpeak auf, bis die Kraft auf das Niveau der Kurve mit PA6 absinkt. Nach Einsetzen der Gleitbewegung sind die Reibkoeffizienten der Materialien mit PP- und PA6-Matrix nahezu gleich.

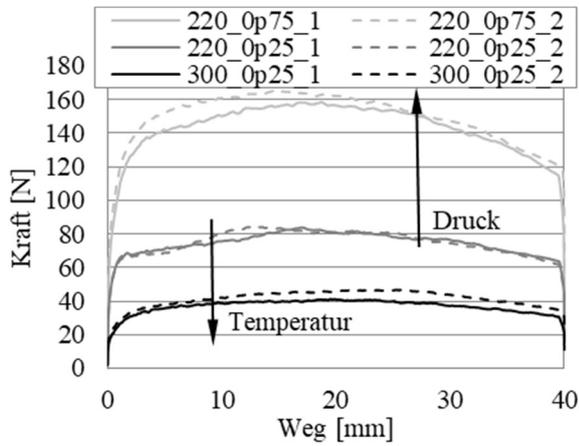


Abbildung 86: Kraft-Weg-Kurven in Abhängigkeit des Normaldrucks und der Temperatur ($v=10 \frac{mm}{s}$), PA6 RG

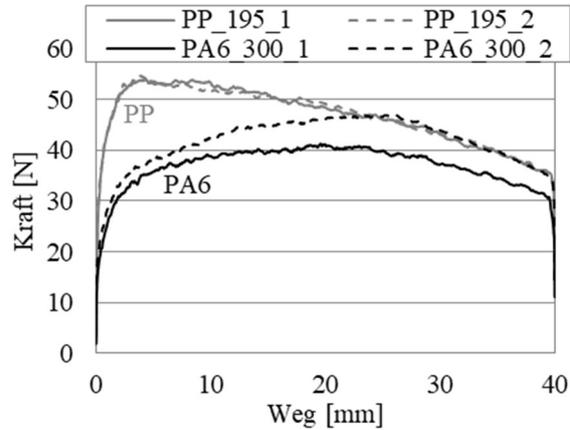


Abbildung 87: Kraft-Weg-Kurven in Abhängigkeit der Thermoplastmatrix ($p=0,25 \text{ MPa}$; $v=10 \frac{mm}{s}$)

Die Reibwerte für die Simulation der Proben mit PA6-Matrix werden bei Kraftmaximum ermittelt und sind in Abbildung 88 in Abhängigkeit der Prozessparameter aus Tabelle 12 für das Filament- und Rovinggewebe dargestellt.

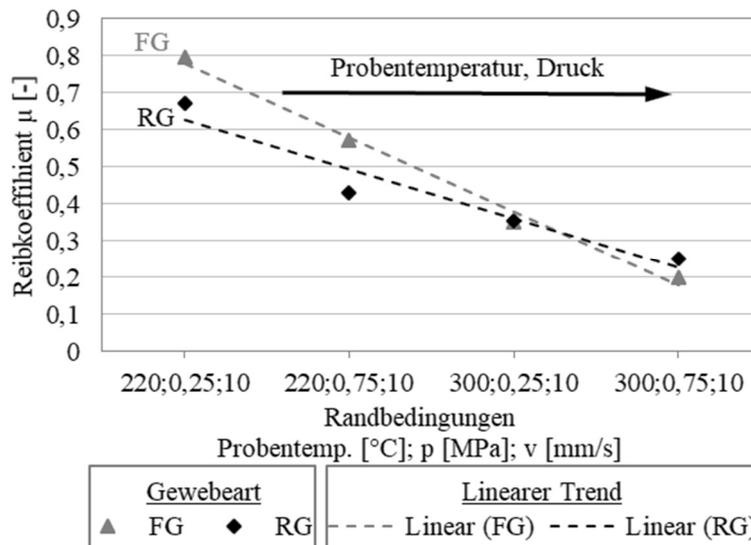


Abbildung 88: Reibkoeffizienten in Abhängigkeit der Probestemperatur und des Normaldrucks für PA6 mit Roving (RG)- und Filamentgewebe (FG)

Die erforderliche Reibkraft steigt mit zunehmendem Normaldruck an (vgl. Abbildung 86). Da hier keine Proportionalität vorliegt, sinken die Reibkoeffizienten allerdings mit steigendem Druck (Abbildung 88). Eine steigende Proben temperatur führt ebenfalls zu einer Abnahme der Reibkoeffizienten. Beides weist auf hydrodynamische Reibung in Anlehnung an die Stribeck-Kurve in Abbildung 78 in Kapitel 4.5.1 hin.

Weiterhin verdeutlicht Abbildung 88, dass bei den Proben mit Filamentgewebe im Bereich der Schmelztemperatur der PA6-Matrix höhere Reibkoeffizienten vorliegen, als bei den Proben mit Rovinggewebe. Das Filamentgewebe weist die gleiche 2/2 Körperbindung auf, aber aufgrund der feineren Faserbündel sind die Gewebemaschen kleiner und haben somit auch kleinere Zwischenräume. Die Ansammlung von Matrix in diesen ist insbesondere bei höherer Matrixviskosität erschwert, sodass die Erhöhung der Reibkoeffizienten durch einen geringeren Schmierfilm durch weniger Matrixansammlungen verursacht werden kann. Bei Prüftemperaturen von 300°C, das 80°C oberhalb der Schmelztemperatur liegt, weisen die Reibkoeffizienten nur geringe Unterschiede auf. Aufgrund der niedrigeren Viskosität kann die Thermoplastmatrix die Gewebemaschen ausfüllen und einen Schmierfilm aufbauen.

4.6 Zugversuche

Der Zug-E-Modul ist anhand eines trockenen Gewebes vom Prüflabor POLYMERPHYIK GMBH nach DIN EN ISO 527-1/-4 ermittelt worden. Die hohen Zugkräfte konnten bei aufgeschmolzener Thermoplastmatrix nicht über die verwendeten Aufleimer übertragen werden. Aufgrund der Annahme, dass bei aufgeschmolzener Thermoplastmatrix die Zugkräfte ausschließlich von den Fasern übertragen werden können, wird der Zug-E-Modul beim trockenen Gewebe ermittelt. Dieser beträgt für das 2/2 Körpergewebe aus Glas mit einem Flächengewicht von 600g/m² in Kettrichtung des Gewebes 14.400 MPa.

Der E-Modul für das hier verwendete TEPEX® Dynalite 102-RG600(X)/47% mit Polyamid 6-Matrix wird vom Hersteller BOND LAMINATES bei Raumtemperatur mit 22.400 MPa in Kettrichtung und 21.500 MPa in Schussrichtung angegeben (Bond-Laminates 2014).

Die durchgeführten Zugversuche bei einer Temperatur von 180°C, bei denen die Haftung des Aufleimers kein Versagen aufwies, zeigen einen Unterschied des E-Moduls in Kett- und Schussrichtung von ca. 15%. Daher wird die Annahme getroffen, dass der Zug-E-Modul des trockenen Gewebes in Schussrichtung 12.000 MPa beträgt.

Die Ursache der verschiedenen E-Moduli in Kett- und Schussrichtung des Gewebes kann in der unterschiedlichen Ondulation des Gewebes in Kett- und Schussrichtung liegen. Die Kettfäden werden

vor dem Webprozess gespannt und die Schussfäden hindurchgezogen, wodurch diese eine höhere Ondulation aufweisen, die unter Zugbelastung gestreckt wird, bevor die Faser gedehnt werden kann. Die geringere Differenz der E-Moduli in beiden Geweberichtungen beim FVT unter Raumtemperatur kann damit erklärt werden, dass die solide Matrix die Verringerung der Ondulation einschränkt.

4.7 Zusammenfassung der Startwerte für Simulation

In diesem Kapitel werden die Startwerte zusammengefasst, die aus den Ergebnissen der Materialversuche zu Beginn der Validierung in den Simulationsmodellen implementiert werden.

Neben den unterschiedlichen Steifigkeitsgrößen für Zug-, Druck-, Scher- und Biegebelastung, ist die Angabe von Reibkoeffizienten für die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstoff sowie zwischen den einzelnen Gewebelagen des FVT erforderlich.

Tabelle 13 zeigt eine Übersicht der Parameter für das Köpergewebe RG600 mit PA6-Matrix bei einer Temperatur von 260°C bzw. 300 °C bei den Reibversuchen. Die Drucksteifigkeit beträgt ca. 20% der Zugsteifigkeit und entstammt keiner Versuchsreihe. Diese Annahme basiert auf den Ergebnissen zur Ermittlung des Steifigkeitsverhalten eines Leinwandgewebes anhand eines Mesoskalen-Modells von NISHI et al. (2014b) (Abbildung 4, Seite 7).

Die Abbildbarkeit des Scherspannung-Scherwinkel-Verhaltens wird zunächst anhand der Ergebnisse des *Picture-Frame-Tests* aus Abbildung 31 (Kapitel 4.3.1) überprüft. Anschließend erfolgt die Simulation des *Bias-Extension-Tests* anhand der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven aus Abbildung 50 (Kapitel 4.3.2) für ein Längen-Breiten-Verhältnis der Probe des *Bias-Extension-Tests* von $H/W=3$.

Tabelle 13: Startwerte Validierung Simulationsmodelle für Glas/PA6

| Faserorientierung | | Kettrichtung | Schussrichtung |
|---------------------------------------|----------|------------------------|----------------|
| Zugsteifigkeit [MPa] | | 14.400 | 12.000 |
| Drucksteifigkeit [MPa] | | 2.500 | 2.500 |
| Biegesteifigkeit [N*mm ²] | | 15,2 | 15,2 |
| Reibkoeffizient [-] | tool-ply | 0,12 (v600/T300/p2,2) | |
| | ply-ply | 0,22 (v100/T300/p0,25) | |

5 Entwicklung Simulationsmodell

In diesem Kapitel wird die Entwicklung des Simulationsmodells zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste mit ABAQUS/EXPLICIT erläutert. Die Vorgehensweise wird in Abbildung 89 skizziert.

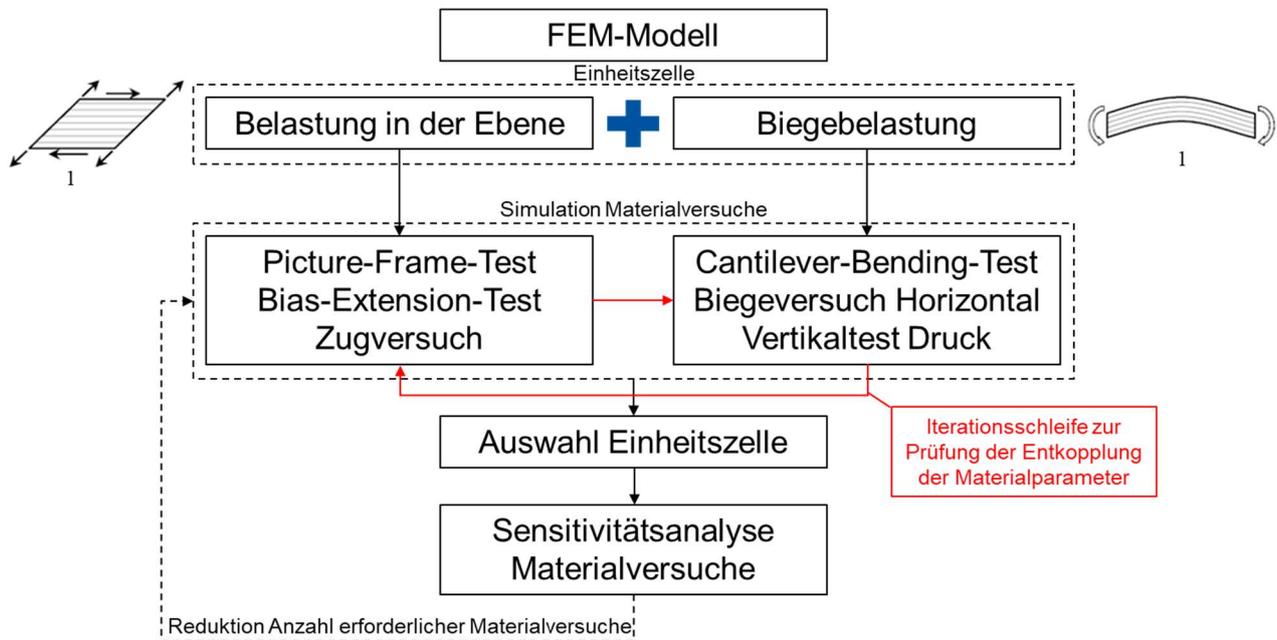


Abbildung 89: Schematische Darstellung der Vorgehensweise der Entwicklung des Simulationsmodells unter Berücksichtigung verschiedener Lastfälle¹

Das FEM-Modell wird nach dem Prinzip der Einheitszelle aus der Kombination verschiedener Materialkarten und Elemente aufgebaut mit dem Ziel der Entkopplung der Steifigkeitseigenschaften in der Ebene und unter Biegebelastung zu realisieren, um eine Überbestimmung der Biegesteifigkeit zu vermeiden. Anhand der Simulation der Materialversuche aus Kapitel 4 wird die Abbildbarkeit der verschiedenen Materialeigenschaften des FVT bei Formtemperatur anhand verschiedener Einheitszellen überprüft. Die Validierung der Scher- und Zugsteifigkeit in der Ebene erfolgt anhand des *Picture-Frame-Tests*, des *Bias-Extension-Tests* und des einachsigen Zugversuchs. Der *Cantilever-Bending-Test*, der Biegeversuch Horizontal und der Vertikaltest Druck werden im zweiten Schritt zur Validierung der Biegesteifigkeit herangezogen. Darauf folgt eine Iterationsschleife zur Überprüfung des Einflusses der Biegesteifigkeit auf die Ergebnisse der Scherversuche und Zugversuche in der Ebene, um die Entkopplung der Materialparameter zu überprüfen und sicherzustellen. Auf dieser Grundlage wird eine Einheitszelle ausgewählt, deren Kombination von Materialkarten und Elemente die besten Ergebnisse in dieser Arbeit hinsichtlich der Abbildbarkeit der Materialeigenschaften aufweist. Anhand dieser Einheitszelle erfolgen Simulationen zur

¹ Skizzen nach DÖRR et al. (2016.)

Sensitivitätsanalyse des Einflusses der verschiedenen Materialparameter auf das Simulationsergebnis der Materialversuche. Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse werden in Kapitel 7 bei der Validierung der entwickelten Simulationmethode im Hinblick auf die Definition erforderlicher Materialparameter und einer möglichen Reduktion von Materialversuchen herangezogen. In diesem Zusammenhang wird in diesem Kapitel ebenfalls die Eignung der Materialversuche aus Kapitel 4 zur Validierung der Materialkarten im Simulationsmodell kritisch überprüft, um auf dieser Grundlage die Vorgehensweise bei der Validierung zu definieren.

5.1 Aufbau FE-Modell

Um die unterschiedlichen Steifigkeiten bei Zug-, Biege- und Scherbelastung abbilden zu können, eignet sich die Verwendung einer sogenannten Einheitszelle, mit der die kleinste sich wiederholende Einheit (im zu betrachtenden Skalenbereich) abgebildet wird. Abbildung 90 zeigt den zu betrachtenden Ausschnitt eines Organoblechs, der mit der Einheitszelle in dieser Arbeit abgebildet wird.

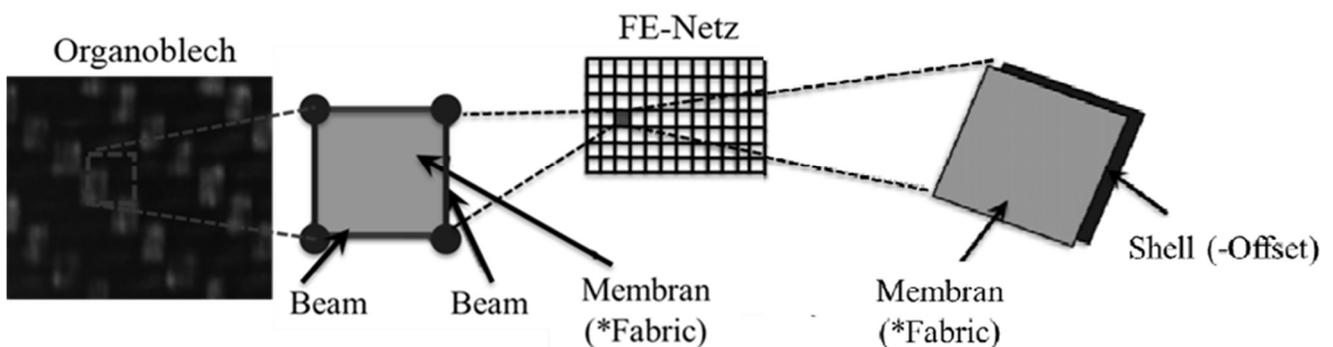


Abbildung 90: Einheitszelle

Die Einheitszelle besteht aus einer Membran, die das Materialverhalten in der Ebene (Scher- und Zug/Druckeigenschaften) abbilden soll. Eine Membran besitzt keine Biegesteifigkeit. Diese kann aber trotz ihrer geringeren Größenordnung im Vergleich zur Scher- und Zugsteifigkeit nach NISHI et al. (2014b), ALLAOUI et al. (2011), BOISSE et al. (2011) und GEREKE et al. (2013) aufgrund ihres Einflusses auf die Faltenausbildung nicht vernachlässigt werden. Somit werden der Membran zur Abbildung der Biegesteifigkeit Balkenelemente nach JAUFFRÈS et al. (2010) oder ein Offset von Schalenelementen nach NISHI et al. (2014a) zugefügt, wobei die Randbedingung zugewiesen wird, dass der Abstand der Knotenpunkte der Membran und Schalen sich nicht ändern darf.

Abbildung 90 zeigt, dass die Knotenpunkte der Balkenelemente (Beam) in beiden Faserrichtungen miteinander verbunden sind. Diese Netzart wird später mit *Pin-to-Pin* oder *P2P* bezeichnet. Eine weitere Netzart die untersucht wird, ist das *Checkerboard-Netz* (*Chck*) nach SIDHU et al. (2001), bei

dem die Balken der zwei Faserrichtungen diagonal durch die Membran verlaufen und sich nicht die gleichen Knotenpunkte teilen. Diese Netzart wird in Abbildung 91 schematisch dargestellt.

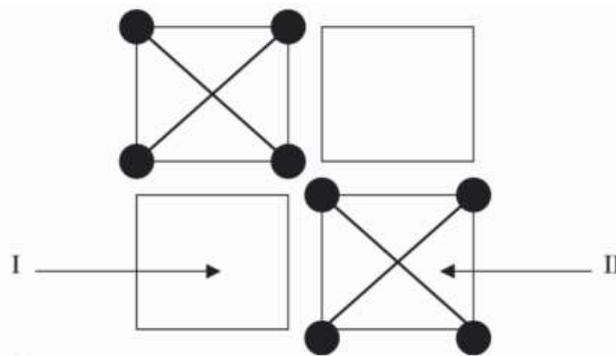


Abbildung 91: Checkerboard-Netz (Sidhu et al. 2001)

Die Einheitszelle beim Checkerboard-Netz besteht aus vier Membranen und vier Balkenelementen. Nach SIDHU et al. (2001) kann die Verwendung des P2P-Netzes aufgrund der höheren Steifigkeit durch die Anordnung der Balken um die Membran eine Überbestimmung der Faserwinkel in Bereichen mit großer Verformung hervorrufen.

Das Checkerboard-Netz hat jedoch den Nachteil einer höheren Rechenzeit aufgrund der größeren Anzahl an Elementen. Des Weiteren verläuft die Faserrichtung nicht parallel zu den Membrankanten, sondern diagonal dazu, was bei bestimmten Belastungsfällen zum sogenannten „tensile locking“ führen kann. Eine detailliertere Beschreibung dieses Phänomens erfolgt in Kapitel 5.2.2 anhand der Simulation des Bias-Extension-Tests. Ein Vergleich und die Auswahl der beschriebenen Einheitszellen und Netzarten (P2P, Chck) erfolgt ebenfalls in Kapitel 5.2.2.

Tabelle 14 zeigt eine Übersicht über die den einzelnen Elementen (Membrane und Balken) zugeordneten Materialmodelle und Parameter sowie mögliche Versuche für deren Charakterisierung, die in Kapitel 4 erläutert worden sind und in diesem Kapitel zur Validierung und Sensitivitätsanalyse des FE-Modells verwendet werden.

Tabelle 14: Übersicht Materialmodelle und -parameter

| Element | Materialmodell | Materialparameter | mögliche Materialversuche |
|---------------|------------------|-------------------|---|
| Membran | *Fabric | Zugsteifigkeit | Zugversuch |
| | | Drucksteifigkeit | Vertikaler Biegeversuch |
| | | Schersteifigkeit | Picture-Frame-Test Bias-Extension-Test |
| Beam (Balken) | *Elastic Isotrop | Biegesteifigkeit | Cantilever-Bending-Test |

--- Faserbündel --- Gewebe

Aufgrund der in Kapitel 5.2.4 festgestellten Wechselwirkung zwischen der Druck- und Biegesteifigkeit auf die Simulationsergebnisse des *Cantilever-Bending-Tests*, wird der Vertikaltest Druck (vgl. Kapitel 4.4.4) herangezogen, um die identifizierten möglichen Wertepaare einzugrenzen. Die Eignung der in Kapitel 4 beschriebenen Materialversuche sowie die Notwendigkeit zu deren Abänderung oder Ergänzung zur ganzheitlichen Validierung des Simulationsmodells wird anhand der Ergebnisse der Sensitivitätsanalysen diskutiert.

Der Membran ist das phänomenologische Materialmodell *FABRIC VON ABAQUS/EXPLICIT zugeordnet, welches auf Versuchsdaten basiert und die Zug-, Druck- und Schersteifigkeit von Fasergewebe abbilden kann, welche zwei Faserrichtungen, Kette und Schuss, aufweisen. Die lokalen Faserspannungen werden dabei als Funktion der Winkeländerungen zwischen den Fasern (shear strain) und Normaldehnungen in Faserrichtung definiert, unter der Annahme, dass die Eigenschaften in Kett- und Schussrichtung der Fasern unabhängig voneinander sind. Zudem ist das mechanische Verhalten bei Zug und Scherung voneinander entkoppelt. (© Dassault Systèmes 2012) Die Biegesteifigkeit unterliegt aufgrund der Faseranordnung im Gewebe einer Anisotropie. Den Balkenelementen sowie den Schalenelementen wird jedoch zunächst ein elastisch isotropes Materialmodell zugeordnet, um den Modellierungsaufwand für einen Vergleich beider Modelle hinsichtlich der Abbildbarkeit des Biegeverhaltens gering zu halten. Der Vergleich erfolgt zunächst anhand der Simulationen des *Cantilever-Bending-Tests* in Faserrichtung in Kapitel 5.2.4.

Dabei wird angenommen, dass das Verhalten bei zur Faserrichtung gedrehter Platine im ersten Schritt vernachlässigt werden kann. Es bleibt zu erwähnen, dass die Verwendung von Balkenelementen hinsichtlich der Biegeeigenschaften den Vorteil hat, dass die Anisotropie trotz isotroper Eigenschaften der Balkenelemente abgebildet werden kann, da diese entsprechend der Fasern angeordnet sind.

Der Einfluss der geschmolzenen Thermoplastmatrix bei Formtemperatur wird durch die Versuchsdaten berücksichtigt, die für verschiedene Temperaturen und Geschwindigkeiten ermittelt und in Abhängigkeit dieser in die Materialkarte eingegeben werden können.

Eine Alternative Methode der Berücksichtigung der Matrixeigenschaften ist die Abbildung des trockenen Gewebes mittels der zuvor beschriebenen Einheitszelle und deren Kopplung an ein weiteres Schalenelement nach NISHI et al. (2014b), der die Matrixeigenschaften zugeordnet werden. Diese Methode wird in dieser Arbeit nicht weiter betrachtet, da dies die separate Ermittlung der Eigenschaften des Gewebes und der Matrix erfordert und Wechselwirkungen zwischen Gewebe und Matrix bei der Formung keine Berücksichtigung in den Materialeigenschaften finden. Zudem bedeutet die Verwendung eines weiteren Schalenelements eine Erhöhung der Rechenzeit aufgrund der Zunahme der Elemente im gesamten Modell.

5.2 Validierung Materialversuche

In diesem Kapitel wird die Validierung der Materialversuche und ein Vergleich zwischen den in Kapitel 5.1 beschriebenen Varianten der Einheitszelle vorgenommen. Die Kapitel sind entsprechend der Materialversuche geordnet, jedoch nicht für sich isoliert zu betrachten, da nach erfolgreicher Validierung der Zug-, Scher- und Biegeeigenschaften wieder auf die anderen Materialversuche zurückgegriffen wird, um den Einfluss der ermittelten Parameter auf die anderen Versuche zu prüfen und die Entkopplung der Steifigkeitseigenschaften sicherzustellen. Eine detaillierte Sensitivitätsanalyse der einzelnen Materialparameter erfolgt in Kapitel 5.3.

5.2.1 Picture-Frame-Test

Die Validierung des Scherverhaltens anhand des *Picture-Frame-Tests* erfolgt zunächst anhand von Membranelementen mit dem Materialmodell *FABRIC VON ABAQUS/EXPLICIT ohne Berücksichtigung der Biegesteifigkeit unter Verwendung weiterer Elemente. Dabei wird die generelle Abbildbarkeit des Scherverhalten des Materialmodells überprüft, das die Basis in den zu vergleichenden Einheitszellen bildet. Die Verwendung der Daten des *Picture-Frame-Tests* aus den Abbildungen 30 und 32 in Kapitel 4.3.1 bietet an dieser Stelle trotz der dort diskutierten Herausforderungen den Vorteil, dass die Winkeländerung geometrisch anhand des Verfahrenswegs abgeleitet werden kann und keine weiteren Effekte zu berücksichtigen sind.

Abbildung 92 zeigt den Aufbau des FEM-Modells. Die vier Einspannseiten des Scherrahmens sind als Starrkörper (Rigid Body) modelliert und über die Randbedingung „*Tie“ mit den Platinenseiten verbunden. Die Starrkörper sind wiederum über ein Gelenk (*Hinge) miteinander verbunden, wobei das untere entsprechend dem Realversuch fixiert ist und am oberen Gelenk eine translatorische Bewegung mit konstanter Geschwindigkeit unter 45° zur Faserrichtung aufgebracht wird.

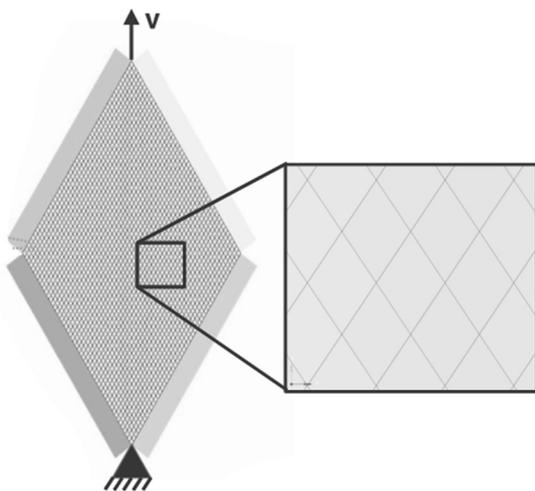


Abbildung 92: FEM-Modell *Picture-Frame-Test* nach BRÜHMANN (2015)

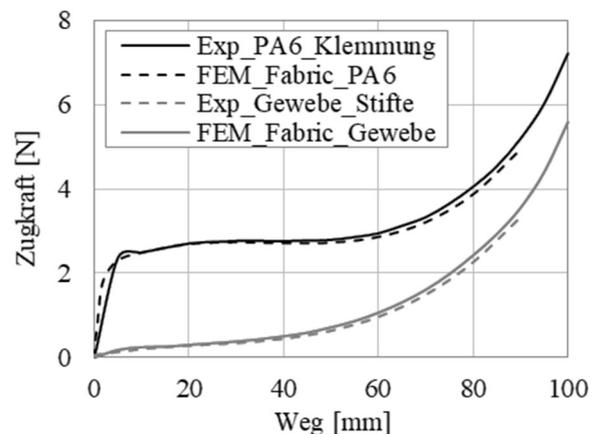


Abbildung 93: Vergleich Experiment und Simulation *Picture-Frame-Test* nach ENGEL & BRÜHMANN (2015)

Abbildung 93 zeigt die Simulationsergebnisse nach Eingabe der in Kapitel 4.7 definierten Startwerte für trockenes und imprägniertes Gewebe. Die Versuchsergebnisse werden ohne erforderlichen Validierungsschritt sehr gut abgebildet. Die Abweichungen in der Steigung zu Beginn des Versuchs sind durch die Auflösung der Eingangsdaten der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven bedingt und können durch eine Erhöhung der Datenpunkte im Bereich kleiner Scherwinkel verbessert werden.

5.2.2 Bias-Extension-Test

Im Folgenden wird zunächst der Einfluss der Vernetzung auf die Simulationsergebnisse des *Bias-Extension-Tests* betrachtet, bevor die Validierung der Materialversuche erfolgt.

Die Abbildungen 94 und 95 zeigen die Simulationsergebnisse des *Bias-Extension-Tests* mit den verschiedenen Netzarten *P2P* und *Chck* des Beam-Membran-Modells unter Verwendung der Materialkennwerte aus dem *Picture-Frame-Test*.

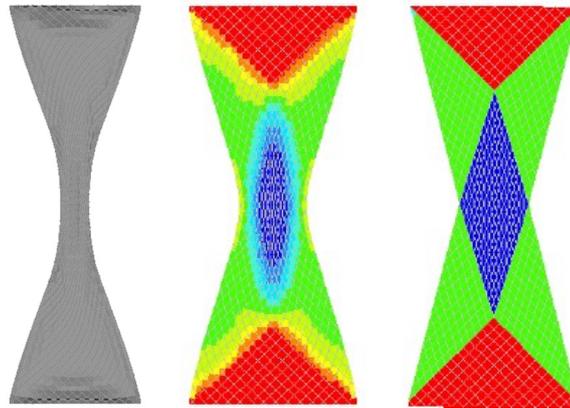


Abbildung 94: *Bias-Extension-Test*- Chck (links); Chck RI (Mitte); P2P (rechts) nach ENGEL & GRAEF (2017) und (2019)

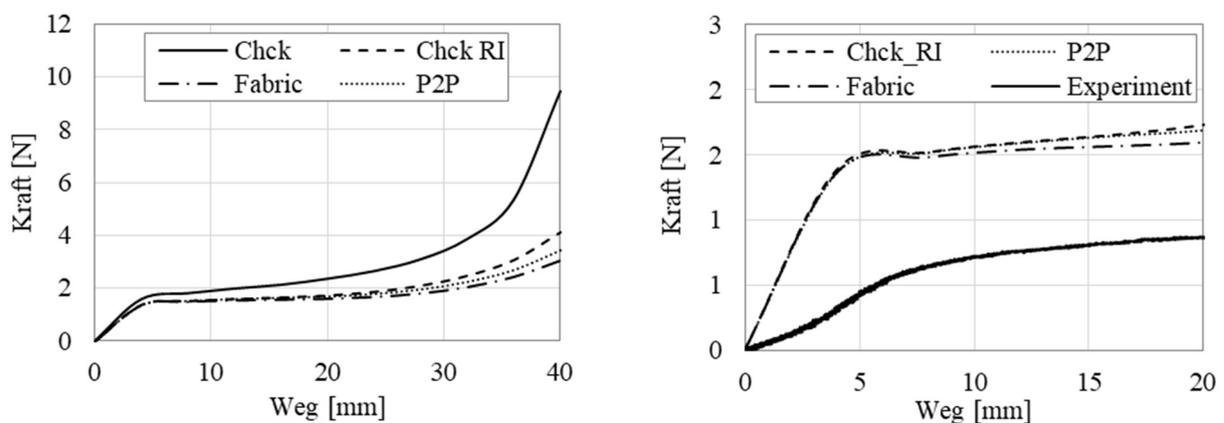


Abbildung 95: Kraft-Weg-Kurve *Bias-Extension-Test* – Vernetzung

Das *P2P*-Netz (vgl. Abbildung 94, rechts) zeigt das charakteristische Deformationsbild mit reiner Scherung in der Probenmitte (blau), keiner Verformung im Einspannbereich (rot) und halber Scherwinkel (grün) dazwischen. Das *Chck*-Netz (vgl. Abbildung 94, links) zeigt keine reine Scherdeformation und deutlich höhere Scherkräfte (vgl. Abbildung 95, links). Bei dieser Netzart liegen die Faserrichtungen nicht parallel zu den Kanten der Membranelemente, sondern um 45° gedreht. Somit liegen die Elementkanten parallel zur Zugrichtung im *Bias-Extension-Test*, was nach BOISSE et al. (2017) zu einer Überbestimmung der berechneten Kräfte führt, dem sogenannten Tension Locking. Der Grund ist, dass die Richtung hoher Zugsteifigkeit der Fasern nicht mit den Elementkanten übereinstimmt, sondern diagonal dazu verlaufen. Eine Lösung ist die Berechnung mit reduziert integrierten Elementen (RI) (vgl. Abbildung 94, Mitte). Dabei zeigen sich Übergangsbereiche zwischen den einzelnen Scherzonen (gelb, hellblau). Somit ist der Bereich der reinen Scherung kleiner als beim *P2P*-Netz.

Es wird angenommen, dass das Scherverhalten im Realversuch ebenfalls diese Übergangsbereiche aufweist und die Scherwinkel sich im Übergangsbereich nicht abrupt ändern. Die Abbildung dieses Mechanismus ist ein Vorteil des *Chck*-Netzes.

Zudem zeigt sich, dass das Längen-Breiten-Verhältnis von 2, das hier vorliegt, für die Kennwertermittlung erhöht werden sollte, um die Fläche der reinen Scherung zu vergrößern und mögliche Randeffekte zu reduzieren.

Die Kraft-Weg-Kurven des *Bias-Extension-Test* in Abbildung 95 (rechts) zeigen zudem, dass die Simulationsergebnisse mit den Kennwerten aus dem *Picture-Frame-Test* um den Faktor 2 höher liegen, als die Versuchsergebnisse des *Bias-Extension-Tests*. Dies bestätigt die Annahme, dass der *Picture-Frame-Test* zu einer Überbestimmung der Scherspannungen führt.

Die weiteren Simulationen in diesem Kapitel erfolgen anhand der Ergebnisse des *Bias-Extension-Tests* mit einem Längen-Breiten-Verhältnis von $H/W=3$ (vgl. Abbildung 50, Kapitel 4.3.2).

Abbildung 96 zeigt einen Vergleich der Scherspannungs-Scherwinkel-Kurven mit *P2P*- und *Chck*-Netz mit und ohne Berücksichtigung der Biegesteifigkeit. Die FEM-Modelle bilden die in den Materialversuchen ermittelten Kennwerte gut ab und zeigen keinen Einfluss der Biegesteifigkeit auf das Scherverhalten. Somit ist das Ziel der Entkopplung der Schersteifigkeit im FEM-Modell erreicht. Ein Vergleich der Zugkraft-Scherwinkel-Kurven (vgl. Abbildung 97) und der Scherwinkel-Weg-Kurven (vgl. Abbildung 98) zeigt ebenfalls keinen Einfluss bei Berücksichtigung der Biegesteifigkeit im FEM-Modell auf das Scherverhalten.

An dieser Stelle zeigt sich jedoch ein Einfluss der Netzarten. Das *Chck*-Netz bildet die erforderliche Zugkraft besser ab (vgl. Abbildung 97) und das *P2P*-Netz bildet die theoretische Scherwinkelkurve besser ab (vgl. Abbildung 98). Die im Realversuch des *Bias-Extension-Tests* ermittelten Scherwinkel-

Weg-Kurven werden vom Simulationsmodell nicht abgebildet, da hier der Effekt des Faserschlupfs nicht berücksichtigt wird.

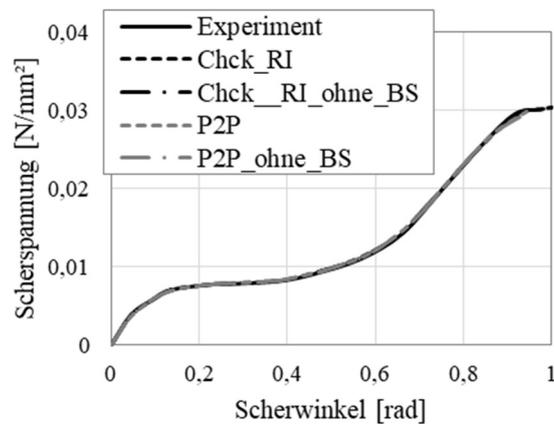


Abbildung 96: Scherspannung-Scherwinkel-Kurven *Bias-Extension-Test*: Simulation und Experiment

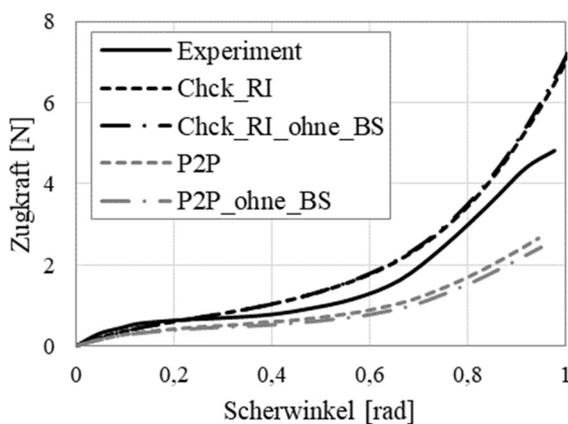


Abbildung 97: Zugkraft-Scherwinkel-Kurven *Bias-Extension-Test*: Simulation und Experiment

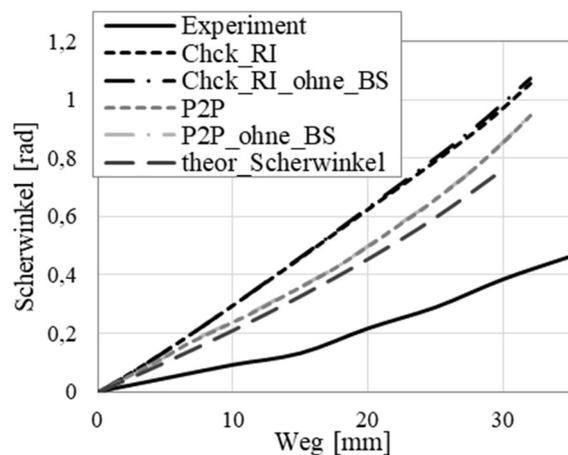


Abbildung 98: Scherwinkel-Weg-Kurven *Bias-Extension-Test*: Simulation und Experiment

5.2.3 Zugversuch

Im nächsten Schritt wird die Abbildung des Materialverhaltens bei Zugbeanspruchung in Faserrichtung überprüft. Es wird angenommen, dass die Beanspruchung der Fasern bei der Bauteilformung den elastischen Bereich nicht überschreitet und eine plastische Verformung der Fasern ausgeschlossen ist. Somit wird ein linear elastisches Materialverhalten entsprechend der in Kapitel 4.7 definierten Startwerte definiert. Beim Simulationsmodell des Zugversuchs wird lediglich die Platine modelliert und mit Randbedingungen einer festen Einspannung am unteren Ende und einer translatorischen Bewegung am oberen Ende beaufschlagt.

Wie im Kapitel zuvor erfolgt die Simulation zunächst ebenfalls anhand der Membran mit dem *Fabric-Materialmodell ohne Berücksichtigung der Biegesteifigkeit und kann von diesem ebenso ohne das Erfordernis eines weiteren Validierungsschritts abgebildet werden. Die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit zeigt unabhängig von ihrer Größenordnung und der verwendeten Netzart (*P2P* oder *Chck*) keinen Einfluss auf die Kraft-Weg-Kurven der Simulation. Eine Variation der Scherspannung zeigt ebenfalls keinen Einfluss.

Das Ziel der Entkopplung der Zugsteifigkeit von der Biege- und Schersteifigkeit im FEM-Modell ist erreicht.

5.2.4 Biegeversuch (*Cantilever-Bending-Test*)

Die Abbildungen 99 und 100 zeigen das Deformationsverhalten des FEM-Modells im Cantilever-Bending-Test mit dem Membran-Beam-Modell und *Chck*-Netz und dem Membran-Schalen-Modell, deren Aufbau in Abbildung 90 dargestellt wird.

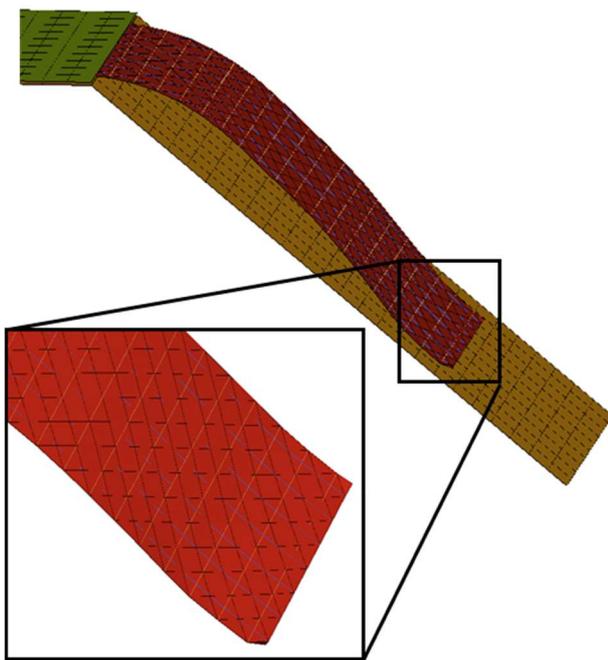


Abbildung 99: FEM-Modell *Cantilever-Test* Membran-Balken (Bsp. *Chck*) nach ENGEL & GRAEF (2017)

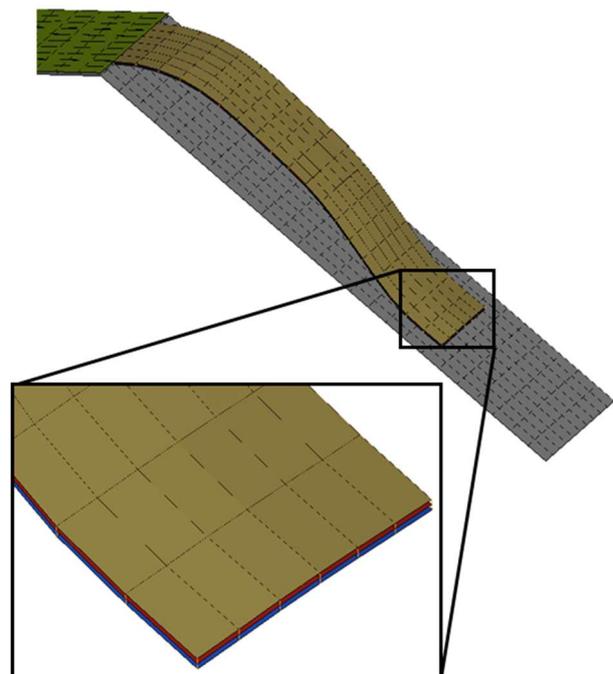


Abbildung 100: FEM-Modell *Cantilever-Test* Membran-Schale

Die Verbindung der Membran- und Schalenelemente erfolgt mit dem Connector Typ „Join“, bei dem die Positionen der Schalen- und Membranelemente zueinander fixiert werden.

Die Validierung der Biegesteifigkeit erfolgt hier am Beispiel der Versuchsergebnisse der PA6-Proben bei einer Prüfgeschwindigkeit von 200 mm/min. (175 mm/min. eff.), einer Temperatur von 260°C und einer Faserorientierung von 0/90°. Die im Versuch ermittelte Überhanglänge beträgt 82 mm.

Die Biegung der Platine kann mit beiden Modellen abgebildet werden. Das Membran-Schalen-Modell zeigt jedoch den Nachteil eines unstetigen Biegeverlaufs aufgrund der parallel zur Biegerichtung verlaufenden Elementkanten. Dieses Verhalten tritt auch beim Membran-Beam-Modell mit *P2P*-Netz auf. Beim *Chck*-Netz sind die Elemente zur Biegerichtung um 45° gedreht, wodurch die Platine an den Elementkanten keinen Knick aufweist.

Da bei der Bauteilformung die Biegung in unterschiedlichen Richtungen zu den Elementkanten erfolgen kann, ist dieses Verhalten nicht entscheidend für die Auswahl des FEM-Modells und der Netzart. Ein entscheidender Vorteil des Membran-Beam-Modells ist hingegen die kürzere Rechenzeit und die einfache Abbildung der Anisotropie der Biegesteifigkeit des Verstärkungsgewebes, die sich aufgrund der geometrischen Anordnung der Balkenelemente entsprechend der Faserrichtungen ergibt, was beim Membran-Schalen-Modell durch eine entsprechende Eingabe und Validierung der Anisotropie in der Materialkarte erforderlich ist.

Die anhand des Membran-Beam-Modells bei einer Faserrichtung von $0/90^\circ$ zur Belastungsrichtung ermittelten Eingabewerte für die Biegesteifigkeit zeigt auch bei den Simulationen des *Cantilever-Bending-Tests* unter $\pm 45^\circ$ gute Ergebnisse, ohne einen weiteren Validierungsschritt.

Das Membran-Beam-Modell wird für die Simulationen in dieser Arbeit in Verbindung mit der *Checkerboard*-Netzart ausgewählt.

Wie in Kapitel 5.1 beschrieben wird, ist den Balkenelementen des Membran-Beam-Modells ein elastisch isotropes Materialmodell zugeordnet. Die Balkenelemente stellen dabei ein Ersatzmodell (Abbildung 101) dar, bei dem die Biegesteifigkeit des gesamten Verbunds von den Balkenelementen aufgebracht wird.

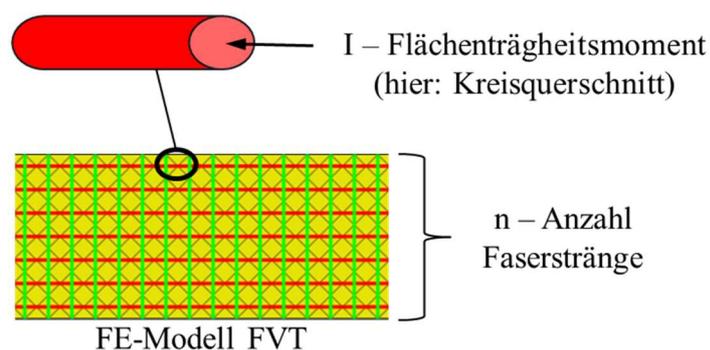


Abbildung 101: Ersatzmodell Biegesteifigkeit beim Membran-Beam-Modell

$$E = \frac{B}{I * n} \quad [G15]$$

Das Modell unterliegt zudem der Annahme, dass die Auflösung des Netzes, das hier einen Abstand der Balkenelemente zueinander von 4mm hat, fein genug ist, das Biegeverhalten des gesamten Verbunds abzubilden. Die im *Cantilever-Bending-Test* in Kapitel 4.4.2 ermittelte Biegesteifigkeit wird hier über das Flächenträgheitsmoment eines Kreisquerschnitts unter Berücksichtigung der Anzahl der Balkenelemente in Belastungsrichtung entsprechend der Gleichung (G15) in einen E-Modul umgerechnet, der den Balkenelementen zugeordnet wird.

Die im Versuch ermittelte Überhanglänge von 82 mm führt nach Gleichung (G12) (Kapitel 4.4.2) zu einer Biegesteifigkeit von $15,2 \text{ N}\cdot\text{mm}^2$ (PP: $13,6 \text{ N}\cdot\text{mm}^2$) und nach Gleichung (G15) zu einem E-Modul von $13.230 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ (PP: $12.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$) für das FE-Ersatzmodell der Balkenelemente. Die in den Versuchen ermittelte Biegesteifigkeit des PA6-Materials ist höher als die des PP-Materials. Da die Faserverstärkung gleich ist, ist der Unterschied auf das Matrixmaterial zurückzuführen.

Für die Drucksteifigkeit wird zunächst die Annahme getroffen, dass diese 20% der Zugsteifigkeit beträgt. Diese Annahme beruht auf den Ermittlungen des Steifigkeitsverhaltens eines Leinwandgewebes anhand eines FE-Modells auf der Meso-Skala, die in NISHI et al. (2014a) vorgestellt werden (vgl. Abbildung 4, Kapitel 2.2). Da sowohl die Biegesteifigkeit als auch die Drucksteifigkeit einen Einfluss auf das Ergebnis des *Cantilever-Bending-Tests* zeigen, wird bei der Validierung der PA6-Proben die Biegesteifigkeit variiert und bei den PP-Proben die Drucksteifigkeit variiert (vgl. Tabelle 15). Diese Wertepaare werden anhand der Simulation des Vertikaltest Druck überprüft. Zur Abbildung der Durchbiegung der Probe und der im Versuch gemessenen Überhanglänge wird bei der PA6-Probe der ermittelte E-Modul von $13.230 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ auf $15.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ erhöht.

Tabelle 15: Wertepaare Validierung Biege- und Drucksteifigkeit

| | PA6 | PP |
|--|-------|-------|
| Drucksteifigkeit $\left[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \right]$ | 2500 | 625 |
| Biegesteifigkeit $\left[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \right]$ | 15000 | 12000 |

Die Abweichung der Ergebnisse zu der im Versuch ermittelten Überhanglänge beträgt ca. 2 mm bei einer Faserorientierung von $0/90^\circ$ und 1 mm bei einer Faserorientierung von $\pm 45^\circ$. Somit ist nachgewiesen, dass die Anisotropie gut abgebildet werden kann, trotz der Verwendung isotroper Materialeigenschaften der Balkenelemente.

Um ein besseres Verständnis für den Einfluss der Eingangsparameter auf die Ergebnisse der Simulation der Materialversuche und der Bauteilformung zu erhalten, werden Sensitivitätsanalysen durchgeführt, deren Ergebnisse in den Kapiteln 5.3 und 7.1.2 vorgestellt werden. Dabei werden auch

die Wechselwirkungen der Eingangsparameter, insbesondere zwischen Druck- und Biegesteifigkeit im FE-Modell ermittelt.

5.2.5 Vertikaltest Druck

Die Simulation des Materialversuchs Vertikaltest Druck wird hier anhand der PP-Proben bei einer Prüfgeschwindigkeit von 200 mm/min. (175 mm/min. eff.), einer Temperatur von 190°C und einer Faserorientierung von 0/90° in Abbildung 102 dargestellt.

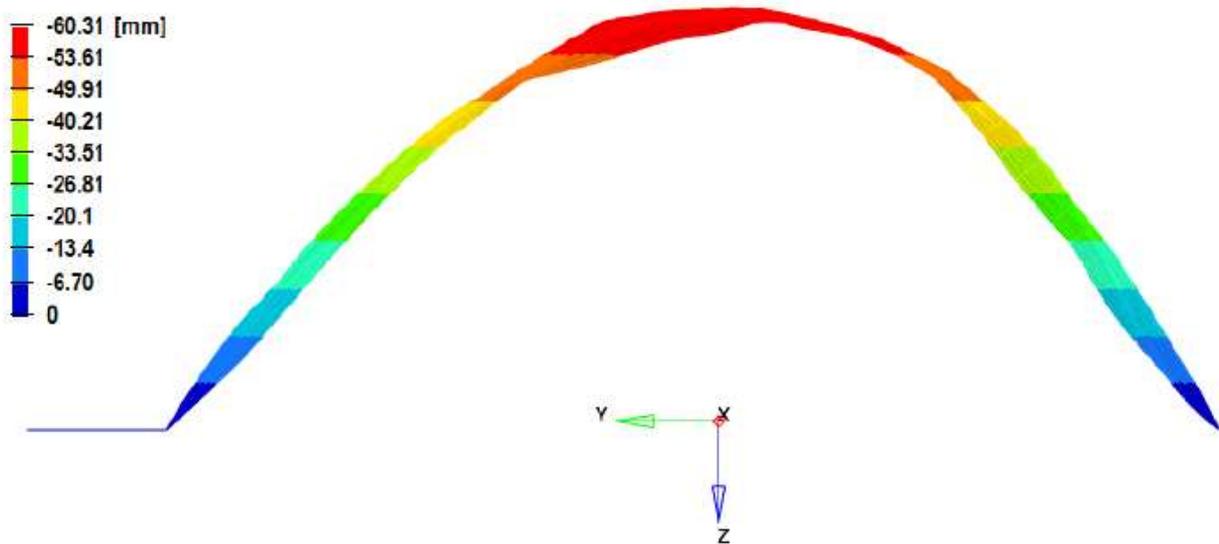


Abbildung 102: Ergebnis Simulation Vertikaltest Druck PP-Probe

Die Abweichung der Durchbiegung der Probe zu den Testergebnissen beträgt unter Verwendung der in Tabelle 15 (Kapitel 5.2.4) aufgeführten Wertepaare 0,3 mm. Die erzielten Ergebnisse für die PA6-Proben sind ebenfalls sehr gut.

Somit kann aus diesem Versuch nicht abgeleitet werden, ob die Druck- oder Biegesteifigkeit genauer validiert werden sollte. Daher werden die Zusammenhänge in Sensitivitätsanalysen anhand der Materialversuche und der Formsimulation des Demonstratorbauteils in den Kapiteln 5.3 und 7.1.2 untersucht.

5.2.6 Horizontaler Biegeversuch

Der horizontale Biegeversuch wird in dieser Arbeit zur Überprüfung des Biegeverhaltens eines dreischichtigen FVT verwendet. Zur Kennwertermittlung wird der Versuch in dieser Arbeit nicht herangezogen, aufgrund der Verdrillung einiger Proben und der damit einhergehenden herabgesetzten Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse.

Die Abbildung 103 zeigt einen Vergleich der Simulationsergebnisse und der Ergebnisse der Realversuche dar.

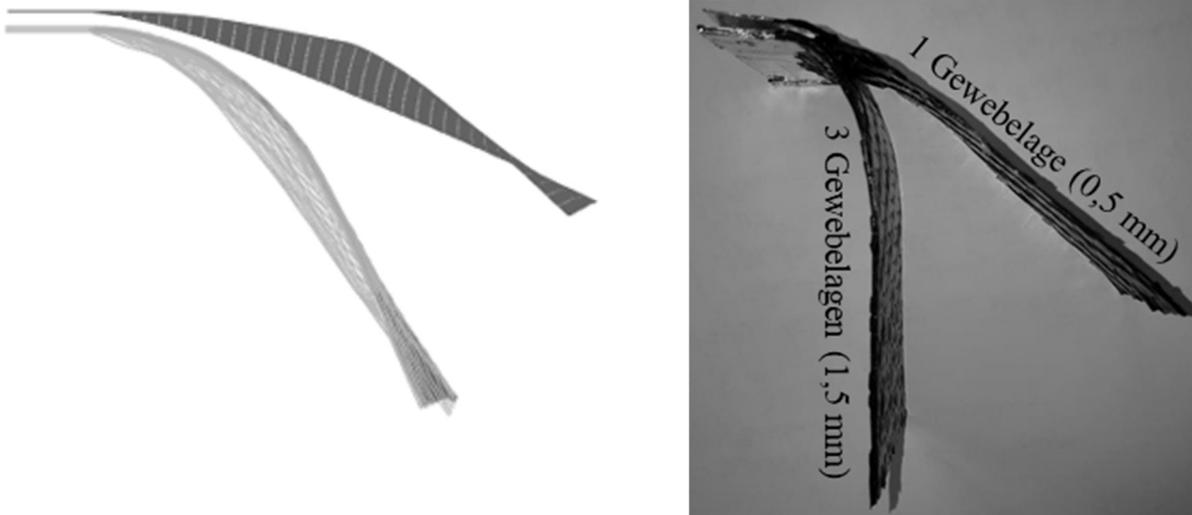


Abbildung 103: Horizontaler Biegeversuch mit einer und drei Gewebelagen: Simulation (links) und Versuch (rechts)

Abbildung 103 (rechts) zeigt zwei Proben des Biegeversuchs, die keine Verdrillung aufweisen, mit einer und drei Gewebelagen im Vergleich, die bei einer Temperatur von 260°C in einer Wärmekammer geprüft wurden. Die Probe mit drei Gewebelagen weist eine wesentlich höhere Durchbiegung auf und liegt in Richtung der wirkenden Gewichtskraft.

Die Abbildung 103 (links) zeigt die Ergebnisse der Simulation, bei der sich die Probe mit drei Gewebelagen ebenfalls stärker durchbiegt als die Probe mit einer Gewebelage.

Der Verbund zwischen den Lagen wird über eine kohäsive Kontaktdefinition hergestellt, die ausschließlich senkrecht zur Oberfläche der Einzellagen wirkt, sodass die Lagen in der Fläche noch voneinander abgleiten können, um das Zwischenschichtgleiten nicht zu unterbinden.

Ein Vergleich zwischen den Ergebnissen der Simulation und den experimentellen Ergebnissen zeigt, dass die Durchbiegung der Proben in der Simulation insbesondere bei der Probe mit drei Gewebelagen geringer ausfällt. Das unterschiedliche Biegeverhalten bei verschiedenen Gewebelagen kann qualitativ abgebildet werden.

Die Biegesteifigkeit des Verbunds wird an dieser Stelle nicht weiter angepasst, da im folgenden Kapitel zunächst die Haupteffekte und Wechselwirkungen der einzelnen Eingabeparameter auf die Ergebnisse der Simulationen der Materialversuche untersucht werden.

5.3 Sensitivitätsanalyse Materialversuche

Im Rahmen von Sensitivitätsanalysen werden der Einfluss und die Wechselwirkungen der Eingabeparameter Scher-, Druck- und Biegesteifigkeit auf die Ergebnisse der Simulation der Materialversuche *Bias-Extension-Test*, *Cantilever-Bending-Test* und Vertikaltest Druck aus Kapitel 4 untersucht. Die Zugsteifigkeit wird nicht variiert, aufgrund der Annahme, dass in den genannten Tests keine Zugbeanspruchung der Fasern erfolgt.

Die Versuchspläne werden in Analogie zu der von DÖRR et al. (2016) gewählten Vorgehensweise nach dem *Faced-centered-composite design* erstellt, das in Abbildung 104 dargestellt wird. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt mit der Statistiksoftware MINITAB.

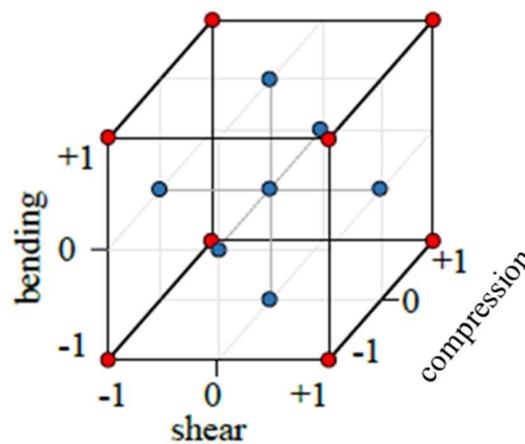


Abbildung 104: Faced-centered-composite design nach DÖRR et al. (2016)

Beim Faced-centered-composite design werden drei Parameter gewählt, deren Einfluss untersucht werden soll. Der Startwert der Parameter wird als „0“ definiert. Um den jeweiligen Einfluss zu ermitteln, wird der Parameterwert verdoppelt („+1“) oder halbiert („-1“). Entsprechend dem Würfelmodell in Abbildung 104 werden die Haupteffekte der einzelnen Parameter ermittelt (rote Punkte) sowie die Wechselwirkungen der Parameter (blaue Punkte). Der Zentralpunkt in der Mitte bildet die Basis der Berechnung, bei der die Parameterwerte den Faktor „0“ haben und somit ihrem Startwert entsprechen. Die gewählten Startwerte in dieser Studie sind die in Tabelle 15 (Kapitel 5.2.4) aufgezeigten Werte für die Biege- und Drucksteifigkeit sowie die Schersteifigkeit, die im Rahmen der *Bias-Extension-Tests* anhand der Proben mit $H/W=3$ ermittelt worden sind (vgl. Abbildung 50, Kapitel 4.3.2).

Im Rahmen der Sensitivitätsanalyse der Simulation des *Bias-Extension-Tests* konnte kein Einfluss der Biege- und Drucksteifigkeit im FE-Modell auf das Scherspannung-Scherwinkel-Verhalten identifiziert werden. Dieses wird ausschließlich von den Eingangsdaten des Scherverhaltens selbst bestimmt.

Bei der Sensitivitätsanalyse des *Cantilever-Bending-Tests* können Haupteffekte und Wechselwirkungen der Parameter auf die Überhanglänge der Versuchssprobe, die ein Indikator für die Biegesteifigkeit ist, identifiziert werden. Das Haupteffektdiagramm ist in Abbildung 105 dargestellt.

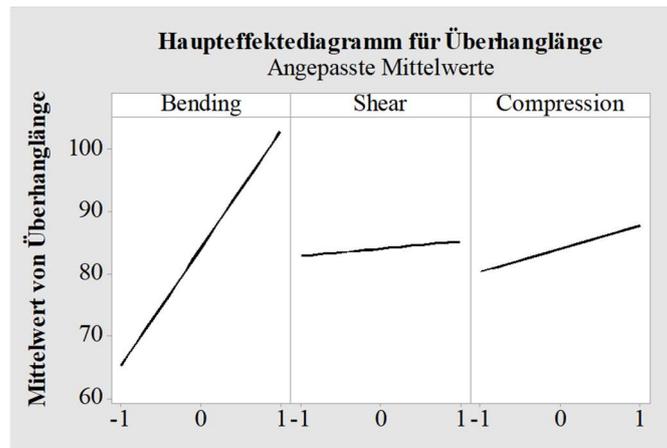


Abbildung 105: Haupteffektdiagramm für Überhanglänge *Cantilever-Bending-Test*

Die Biegesteifigkeit hat den größten Einfluss auf das Simulationsergebnis des *Cantilever-Bending-Tests*. Zudem besteht ein Einfluss der Drucksteifigkeit, der aber nur 1/6 des Einflussfaktors der Biegesteifigkeit beträgt.

Gleichung (G 16) beschreibt den Einfluss der einzelnen Parameter Biegesteifigkeit (bending), Drucksteifigkeit (compression) und Schersteifigkeit (shear) auf die Überhanglänge beim *Cantilever-Bending-Test*. Die einzelnen Einflussgrößen sind zur Übersicht in Tabelle 16 aufgelistet.

$$\begin{aligned} \text{Überhanglänge} = & 84,02 + 18,87 \text{ Bending} + 1,19 \text{ Shear} + 3,65 \text{ Compression} & [G 16] \\ & + 1,49 \text{ Bending*Shear} + 1,96 \text{ Bending*Compression} + 0,01 \text{ Shear*Compression} \end{aligned}$$

Tabelle 16: Ergebnisse Sensitivitätsanalyse *Cantilever-Bending-Test*

| | Überhanglänge |
|---------------------|---------------|
| Bending | 18,87 |
| Shear | 1,19 |
| Compression | 3,65 |
| Bending*Shear | 1,49 |
| Bending*Compression | 1,96 |
| Shear*Compression | 0,01 |

Es besteht eine geringe Wechselwirkung zwischen den Parametern Biege- und Drucksteifigkeit. Die Schersteifigkeit und ihre Wechselwirkungen haben den kleinsten Einfluss auf das Simulationsergebnis des *Cantilever-Bending-Tests*.

Die Sensitivitätsanalyse des *Vertikaltest Druck* erfolgt anhand der Ergebniswerte für die Position und die Höhe der auftretenden Wölbung der Probe. Die Ergebniswerte für den Zentralpunkt entsprechen einer Höhe von 61,5 mm und einer Position von 61,7 mm.

Die auftretenden Wechselwirkungen im Simulationsmodell sind in Abbildung 106 dargestellt. Verlaufen die Linien parallel, bestehen keine Wechselwirkungen. Dies gilt für die Parameter Bending und Shear. Die Linien der Parameter Bending und Compression und Shear und Compression weisen Schnittpunkte auf und verlaufen nicht parallel. Somit liegt eine Wechselwirkung vor. Die einzelnen Einflussgrößen und deren Wechselwirkungen sind in Tabelle 17 aufgelistet.

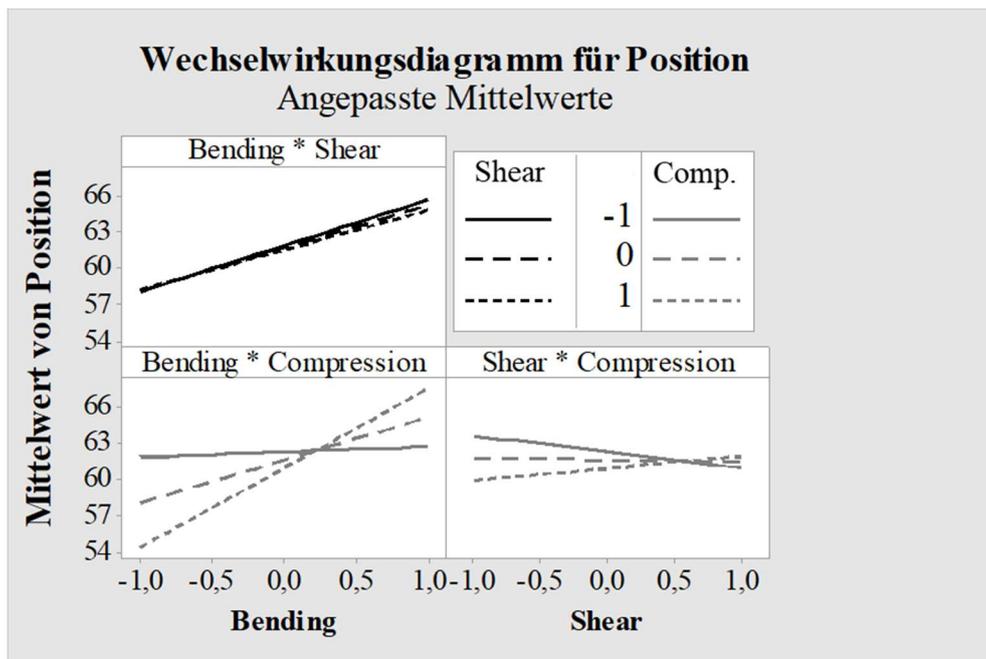


Abbildung 106: Wechselwirkungsdiagramm für Position Falte beim Vertikaltest Druck

Tabelle 17: Ergebnisse Sensitivitätsanalyse Vertikaltest Druck

| | Höhe Falte | Position |
|---------------------|-------------|-------------|
| Bending | 0,98 | 5,76 |
| Shear | 1,12 | 0,28 |
| Compression | 1,02 | 1,10 |
| Bending*Shear | 0,02 | 0,41 |
| Bending*Compression | 1,28 | 5,03 |
| Shear*Compression | 0,43 | 1,90 |

Die Biegesteifigkeit zeigt im betrachteten Wertebereich nur einen geringfügigen Einfluss auf die Höhe der Wölbung, beeinflusst jedoch deren Position. Dies wird später in Kapitel 7.1.2 anhand der Sensitivitätsanalyse der Formsimulation des DoubleDome Bauteils ebenfalls ersichtlich. Die Wechselwirkung zwischen Biege- und Drucksteifigkeit (Bending und Compression) zeigt ebenfalls einen deutlicheren Einfluss auf die Position der Wölbung als auf deren Höhe.

Aufgrund des wesentlich geringeren Einflusses der Drucksteifigkeit auf die Simulationsergebnisse des *Cantilever-Bending-Tests* und des *Vertikaltest Druck* im Vergleich zur Biegesteifigkeit, wird eine genauere Charakterisierung der Drucksteifigkeit als nicht erforderlich angenommen. Die in Kapitel 4.7 getroffene Annahme, dass die Drucksteifigkeit ca. 20% der Zugsteifigkeit beträgt, wird für die Simulation der Formprozesse der Demonstratorbauteile in Kapitel 7 weiterverwendet.

6 Formversuche DoubleDome und Bumperquerträger

Die für diese Arbeit ausgewählten Demonstrator-Bauteile sind eine doppelte Napfgeometrie (DoubleDome) (vgl. Abbildung 107) und ein Bumperquerträger (vgl. Abbildung 108).



Abbildung 107: DoubleDome Demonstrator

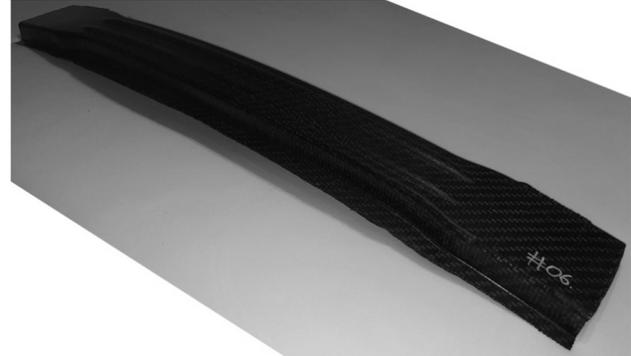


Abbildung 108: Bumperquerträger

Der DoubleDome ist von der FORD MOTOR COMPANY für ein Benchmark von Prozesssimulationen bereitgestellt worden (Forming Benchmark 2005). Die Ergebnisse der Benchmark-Studie von SARGENT et al. (2010) werden in Kapitel 2.2.3 erläutert und dienen der Einordnung des hier vorgestellten Simulationsmodells. Die Formung des DoubleDome-Bauteils erfolgt in der Benchmark-Studie unter der Verwendung eines segmentierten Niederhalters. Da das Simulationsmodell in dieser Arbeit neben der Berechnung der Faserwinkel nach dem Formprozess auch die Vorhersage von Faltenbildung zum Ziel hat, erfolgen die Formversuche ohne Niederhalter. Somit soll ein Demonstratorbauteil mit Faltenbildung entstehen, dass mit den Ergebnissen der Simulation abgeglichen werden kann. Der DoubleDome wird mit dem PA6 Material mit Körperbindung unter $0/90^\circ$ und unter $\pm 45^\circ$ Faserorientierung des Halbzeugs geformt.

Das zweite Bauteil, der Bumperquerträger, wird für diese Arbeit von der Firma KIRCHHOFF AUTOMOTIVE GMBH bereitgestellt. An diesem Bauteil wird die Abbildbarkeit der Faserwinkel durch das entwickelte Simulationsmodell überprüft. Die Formung erfolgt mit dem PA6 und dem PP-Material mit Körperbindung unter $0/90^\circ$ Faserorientierung des Halbzeugs. Dabei wird der Einfluss des Matrixmaterials untersucht und mit den innerhalb der Materialversuche gewonnenen Erkenntnisse verglichen.

Vom Bumperquerträger ist ein Werkzeug vorhanden und vom DoubleDome liegen die CAD-Daten aus dem genannten Benchmark vor. Die Entwicklung des Werkzeugs und Formprozesses wird im Folgenden Kapitel 6.1 behandelt.

6.1 Werkzeugentwicklung und Formprozess am Beispiel DoubleDome

Das Werkzeug für den DoubleDome Demonstrator ist nach folgenden Kriterien entwickelt worden:

Tabelle 18: Kriterien Entwicklung und Konstruktion DoubleDome Werkzeug

| |
|---|
| - Offene Matrize für Temperaturmessung während des Formprozesses |
| - Option der Formung mit und ohne Niederhalter |
| - Reduzierung des Wärmeverlusts bei Einlegen der Platine ins Werkzeug |

Das CAD-Modell des Werkzeugs ist in den Abbildungen 109 und 110 dargestellt.

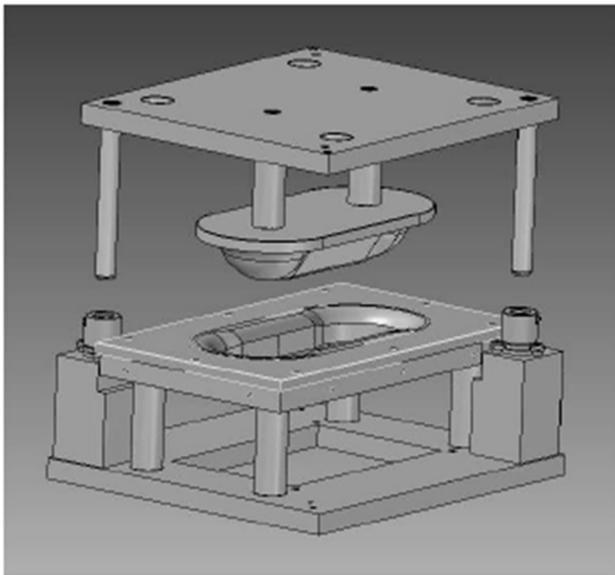


Abbildung 109: CAD-Daten DoubleDome ohne Niederhalter nach GRAEF et al. (2021)

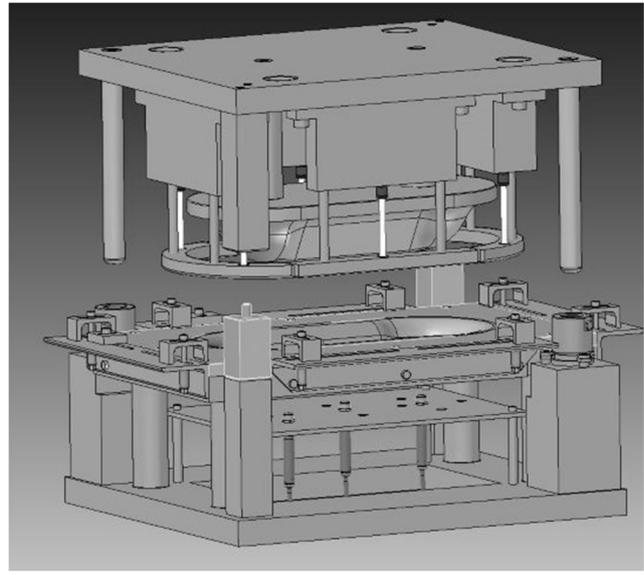


Abbildung 110: CAD-Daten DoubleDome mit Niederhalter und Halterung Infrarotthermometer

Die Auflagefläche der Platine außerhalb der Matrize besteht aus einem faserverstärkten Duroplast mit geringer Wärmeleitfähigkeit, um die Abkühlrate des erwärmten Halbzeugs nach dem Transfer ins Werkzeug zu reduzieren. Durch die unten geöffnete Matrize kann die Temperatur des Halbzeugs während des Formprozesses mit Infrarotthermometern an verschiedenen Stellen aufgezeichnet werden.

Abbildung 111 zeigt beispielhaft die Abkühlkurve eines PA6-Materials mit einer Wanddicke von 1,5mm. Die Linien bei Δt kennzeichnen den Bereich zwischen dem ersten Kontakt mit dem Stempel bis zum vollständig geschlossenen Werkzeug. Die Haltezeit bei geschlossenem Werkzeug beträgt 90s, damit das Bauteil vor der Entnahme formstabil ist. Die Infrarotthermometer sind jeweils in der Mitte eines Radienbereichs angeordnet sowie in der Bauteilmitte. Die Abkühlkurven an den drei Messstellen zeigen, dass die Abkühlrate in der Bauteilmitte geringer ist als in den Radienbereichen, bei denen das Halbzeug mehr Werkzeugkontakt aufweist. Bis das Werkzeug vollständig geschlossen

ist, liegt die Temperatur an diesen Messstellen noch oberhalb der Schmelztemperatur von $T_s=220^\circ\text{C}$ (vgl. Abbildung 111).

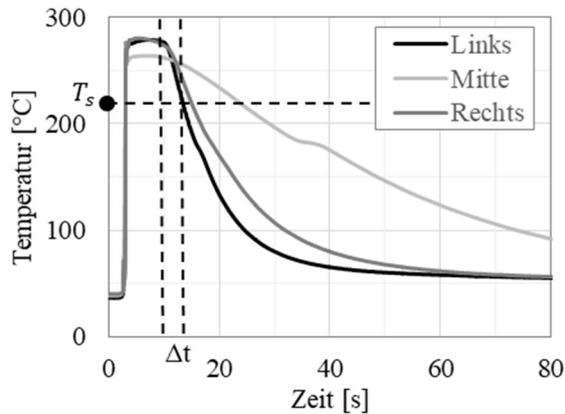


Abbildung 111: Abkühlkurve PA6 mit Körperbindung ($d= 1,5\text{mm}$)

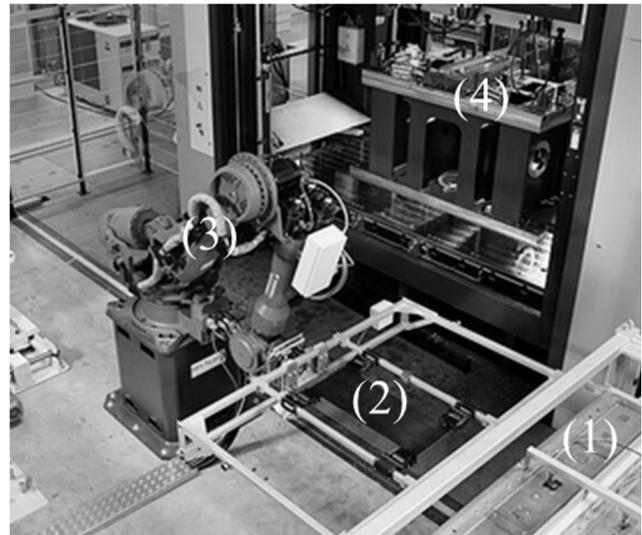


Abbildung 112: Formprozess mit Infrarot-Heizeinheit (1), Spannrahmen (2), Roboter (3) und Presse mit Werkzeug (4) (Automotive Center Südwestfalen 2022)

Die Formung der Bauteile erfolgt beim AUTOMOTIVE CENTER SÜDWESTFALEN mit der in der Abbildung 112 dargestellten Anlage. Die an Position (1) gezeigte Infrarot-Heizeinheit dient zur Erwärmung des Halbzeugs. Der Roboter (3) verfügt über einen Spannrahmen (2) mit vier Nadelgreifern oder Klemmvorrichtungen mit Federn, welche das erwärmte Halbzeug von der Heizeinheit zur Umformpresse in das Werkzeug (4) transportieren. Dort erfolgt die Formung des Halbzeugs entsprechend des in Kapitel 2.1.1 beschriebenen Verfahrens des Thermoformen.

6.1.1 Erwärmungsversuche

Vor dem Beginn der Formversuche erfolgen Vorversuche anhand der Einstellparameter der Infrarot-Heizeinheit, um die im Versuchsplan definierten Formtemperaturen zu erzielen. Bei der Versuchsdurchführung werden zwei Thermografie-Kameras verwendet, um die Temperaturverteilung der Halbzeuge nach der Erwärmung im Ofen und beim Ablegen des Halbzeugs im Werkzeug (vgl. Abbildung 113) zu erfassen. Dabei erfolgt zunächst ein Abgleich der mit einem Infrarotthermometer und mit einem Thermoelement Typ K gemessenen Oberflächentemperaturen nach der Erwärmung des Halbzeugs. Im zweiten Schritt erfolgt ein Abgleich der mit dem Infrarotthermometer und mit den Thermografiekameras gemessenen Oberflächentemperaturen. Der Einfluss der Ausrichtung der Kameras, die nicht senkrecht zur Halbzeugoberfläche stehen können,

da diese sich außerhalb der Presse befinden müssen, wird durch Variation des Emissionskoeffizienten in der jeweiligen Software ausgeglichen.

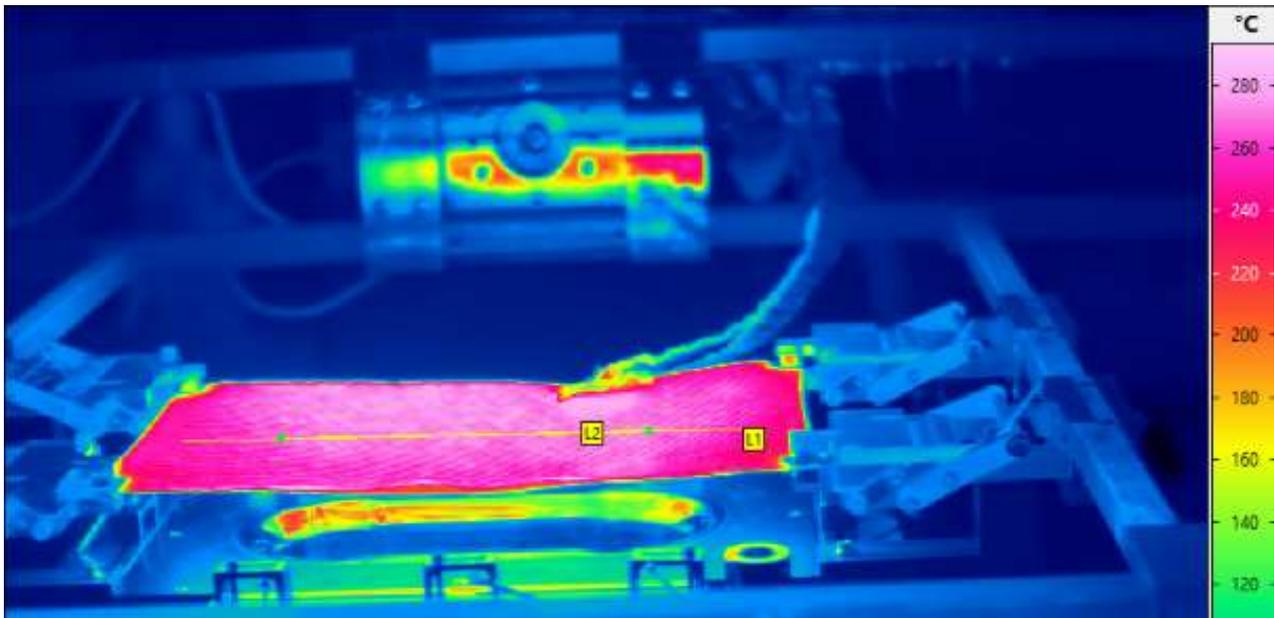


Abbildung 113: Temperaturverteilung PA6-Halbzeug nach dem Transfer ins Werkzeug (Nenntemperatur 260°C)

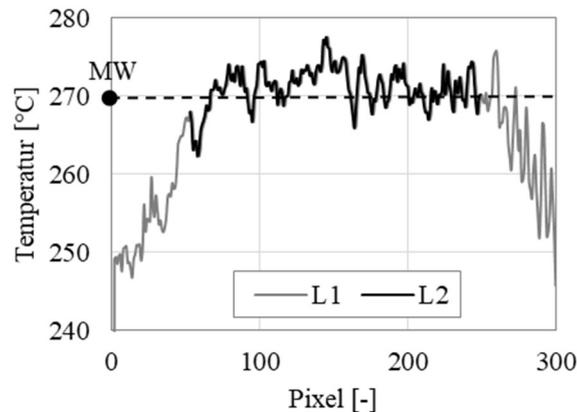


Abbildung 114: Liniendiagramm Temperatur PA6-Halbzeug nach dem Transfer ins Werkzeug (Nenntemperatur 260°C)

Abbildung 114 zeigt zwei Liniendiagramme, die die Temperaturverteilung der Pixel, die sich auf den Messlinien L1 und L2 in Abbildung 113 befinden, erfassen. Messlinie L1 erfasst die gesamte Länge des Halbzeugs. Die Temperaturen liegen im Randbereich mit 250°C ca. 20°C geringer als im mittleren Bereich der Platine. Dieser wird von Messlinie L2 gesondert erfasst. Ein Vergleich der erzielten Halbzeugtemperatur und der jeweiligen Nenntemperatur der einzelnen Versuchsreihen ist in Tabelle 19 aufgeführt.

Tabelle 19: Mittelwerte der Halbzeugtemperaturen

| Versuchsreihe Nr. | Nenntemperatur [°C] | L1 [°C] | St.Abw. L1 [°C] | L2 [°C] | St.Abw. L2 [°C] |
|----------------------|------------------------|------------|--------------------|------------|--------------------|
| 1 | 260 | 267 | 5,93 | 269,75 | 4,39 |
| 2 | 250 | 251 | 4,2 | 253 | 2,25 |
| 3 | 290 | 282,25 | 6,88 | 285,25 | 4,91 |

Dabei wird zunächst der Mittelwert der Linien L1 und L2 für jede Einzelprobe sowie deren Standardabweichung (St.Abw.) erfasst. Aus diesen werden wiederum die Mittelwerte für jede Versuchsreihe errechnet.

Aus der Tabelle 19 wird ersichtlich, dass bei einer Nenntemperatur von 250°C die niedrigste Abweichung der tatsächlichen Halbzeugtemperatur vorliegt. Bei der Nenntemperatur von 260°C ist die Realtemperatur ca. 7°C höher und bei der Nenntemperatur von 290°C ist die Realtemperatur ca. 8°C geringer bei Betrachtung der Temperaturverteilung des Linienprofils L1.

Bei der Auswertung des Linienprofils L2 bei einer Nenntemperatur von 260°C ist die Realtemperatur ca. 10°C höher und bei der Nenntemperatur von 290°C ist die Realtemperatur ca. 5°C geringer. Somit liegen die tatsächlich am Halbzeug vorliegenden Temperaturen im Mittel bei 255°C, 270°C und 285°C wodurch die einzelnen Versuchsreihen einen Temperaturunterschied von ca. 15°C zueinander aufweisen.

Im Folgenden werden bei der Bezeichnung der Proben und Versuchsreihen dennoch die Nenntemperaturen verwendet.

6.2 Auswertung Faltenbildung DoubleDome

Die Vermessung der Faltenbildung des DoubleDome Bauteils erfolgt anhand der in Abbildung 115 dargestellten Schnittlinien (grün) entlang der Außenkanten des Halbzeugs nach dem Formprozess.

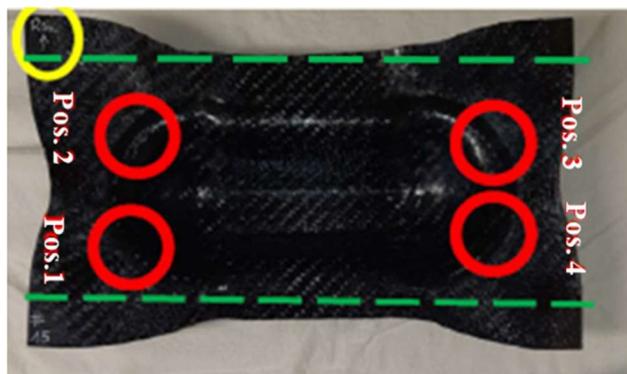


Abbildung 115: Schnittlinien für die Vermessung der Falten nach GRAEF & ENGEL (2022)

Dafür wird die Bauteiloberfläche mit einem Laserscanner erfasst und die entsprechenden Schnittdarstellungen durch das Bauteil mit der Software POLYWORKS erstellt. Diese sind in Abbildung 116 für die obere Schnittlinie dargestellt.

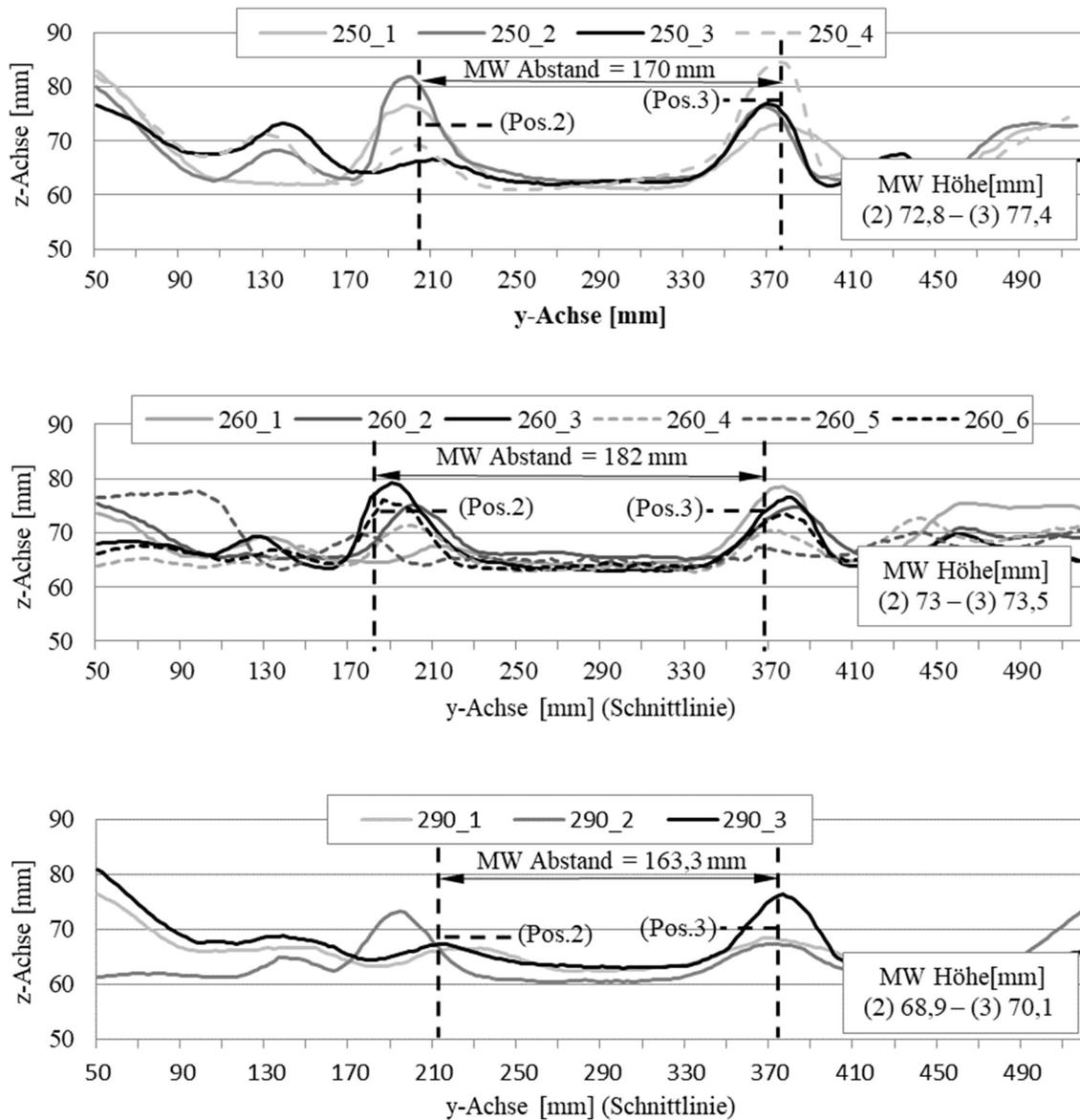


Abbildung 116: Schnittdarstellungen der Faltenbildung des DoubleDome bei $T=250^{\circ}\text{C}$ (oben), $T=260^{\circ}\text{C}$ (Mitte) und $T=290^{\circ}\text{C}$ (unten)

Im Außenbereich der Probe entstehen zwei charakteristische Falten, deren Höhe und Abstand vermessen und daraus der Mittelwert jeder Versuchsreihe berechnet wird, um diese als Vergleichswerte für die Simulationsergebnisse in Kapitel 7 zu verwenden. Die Ausprägung der Faltenbildung ist abhängig von der Temperatur des Halbzeugs im Formprozess und nimmt mit steigender Temperatur ab. Die Proben der Testserie, die mit Temperaturen von 250°C hergestellt wurden (Abbildung 116, oben), zeigen bspw. eine ausgeprägtere Faltenbildung als die Proben der

Versuchsreihe mit Temperaturen von 290 °C (Abbildung 116, unten). Die höheren Formtemperaturen bieten dem Gewebe bessere Umorientierungs- und Gleitmöglichkeiten. Dadurch können sich die durch die Verformung verursachten Spannungen auf eine größere Fläche innerhalb des Gewebes ausbreiten.

Insgesamt neigt ein hoher Materialüberschuss aufgrund eines großen Platinezugschnitts zur Faltenbildung im Außenbereich des Bauteils, da sich dort ebene Druckspannungen ausbilden können. FRIEDRICH et al. (1997) zeigen dies anhand der Formung einer Halbkugel auf.

Die Wahl eines großen Platinezugschnitts ist in dieser Arbeit bewusst durchgeführt worden, um Falten im Randbereich des Bauteils hervorzurufen, um das Simulationsmodell aus Kapitel 5 hinsichtlich der Abbildbarkeit der Falten bewerten zu können.

6.3 Auswertung der Faserorientierung

Die Tabellen 20 und 21 zeigen die Versuchsparameter bei der Formung der Demonstratorbauteile.

Tabelle 20: Versuchsparameter DoubleDome

| | | | | |
|--------------------------------|--------|------|-----|-----|
| Temperatur T [°C] | PA6 RG | 250 | 260 | 290 |
| Werkzeugtemperatur [°C] | PA6 RG | RT | | |
| Faserorientierung Halbzeug [°] | PA6 RG | 0/90 | ±45 | |

Tabelle 21: Versuchsparameter Bumperquerträger

| | | |
|--------------------------------|--------|------|
| Temperatur T [°C] | PA6 RG | 260 |
| | PP RG | 180 |
| Werkzeugtemperatur [°C] | | 80 |
| Faserorientierung Halbzeug [°] | | 0/90 |

Der DoubleDome wird unter Variation der Temperatur und der Faserorientierung des Halbzeugs mit dem Material PA6 RG durchgeführt. Das Werkzeug ist nicht beheizt. Um den Wärmeübertrag vom Halbzeug in das Werkzeug zu begrenzen, besteht die Auflagefläche der Matrize aus einem faserverstärkten Duroplast mit geringer Wärmeleitfähigkeit. Die Herstellung des Bumperquerträgers erfolgt anhand des gleichen Verstärkungsgewebes unter Variation des Matrixwerkstoffes mit PA6 und PP. Das Werkzeug wird auf 80°C erwärmt.

Die Auswertung der Scherwinkel erfolgt anhand der in Kapitel 4.1.1 vorgestellten Methode. Die dafür erforderlichen Bildaufnahmen erfolgen mit einer digitalen Kamera und diffuser Beleuchtung der Bauteile. Die Positionierung der Kamera und des Bauteils erfolgt mit der in Abbildung 117 dargestellten Vorrichtung.

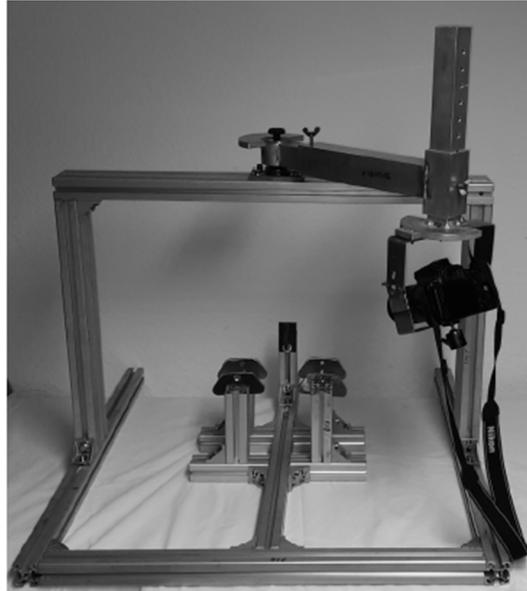


Abbildung 117: Vorrichtung zur Positionierung der Bauteile und Kamera nach GRAEF et al. (2021)

Über Winkel- und Längenskalen kann die Position der Kamera zum Bauteil reproduzierbar eingestellt werden, damit bei jedem Bauteil die Bildaufnahme an der gleichen Stelle erfolgt. Die Positionen der Bauteile mit den größten Scherwinkeln sind in Vorversuchen ermittelt worden und in den Abbildungen 118 und 119 dargestellt. Um einen besseren Kontrast zwischen Fasern und Matrix zu erzielen, werden die Bauteile mit PA6-Matrix mit einem Entwickler-Spray der Firma DIFFUTHERM eingesprüht, das an der weißen Färbung zu erkennen ist. Der Kontrast zwischen Fasern und PP-Matrix ist bereits ohne Entwickler-Spray ausreichend, um die Scherwinkel ermitteln zu können.

Die Auswertung der Bilddaten zeigt zunächst bei beiden Bauteilen unterschiedliche Verformungen des Gewebes an den sich gegenüberliegenden Positionen. Bei den Bauteilen mit einer Faserorientierung des Halbzeugs von $0/90^\circ$ zeigt sich an den Positionen 1 und 3 eine negative und an den Positionen 2 und 4 eine positive Drehrichtung des Scherwinkels. Dieses Scherverhalten wird in Kapitel 5.2.2 anhand des *Bias-Extension-Tests* näher erläutert. Beim *Bias-Extension-Test* führt die Richtung des Probenzuschnitts hinsichtlich der Kett- und Schussfäden zu einer positiven oder negativen Drehrichtung des Scherwinkels. Bei der Bauteilformung liegt die Ursache in der Ausrichtung des jeweiligen Halbzeugabschnitts zur Belastungsrichtung. Abbildung 120 zeigt dies beispielhaft anhand des DoubleDome Bauteils.

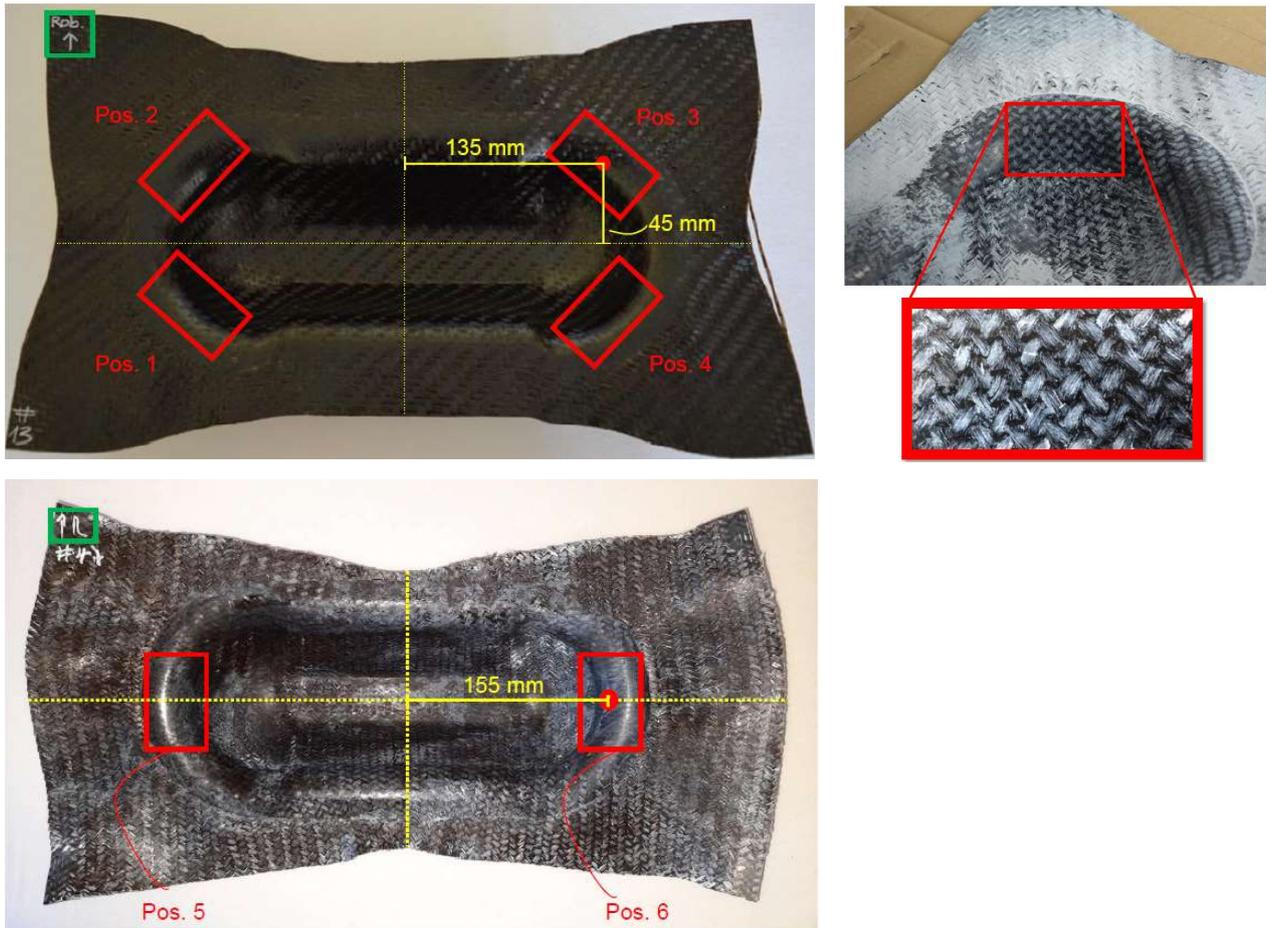


Abbildung 118: DoubleDome Bauteile mit Bereichen maximaler Scherwinkel (rot) - Faserorientierung Halbzeug: $0/90^\circ$ (oben) und $\pm 45^\circ$ (unten)



Abbildung 119: Bumperquerträger mit Bereichen maximaler Scherwinkel (rot)

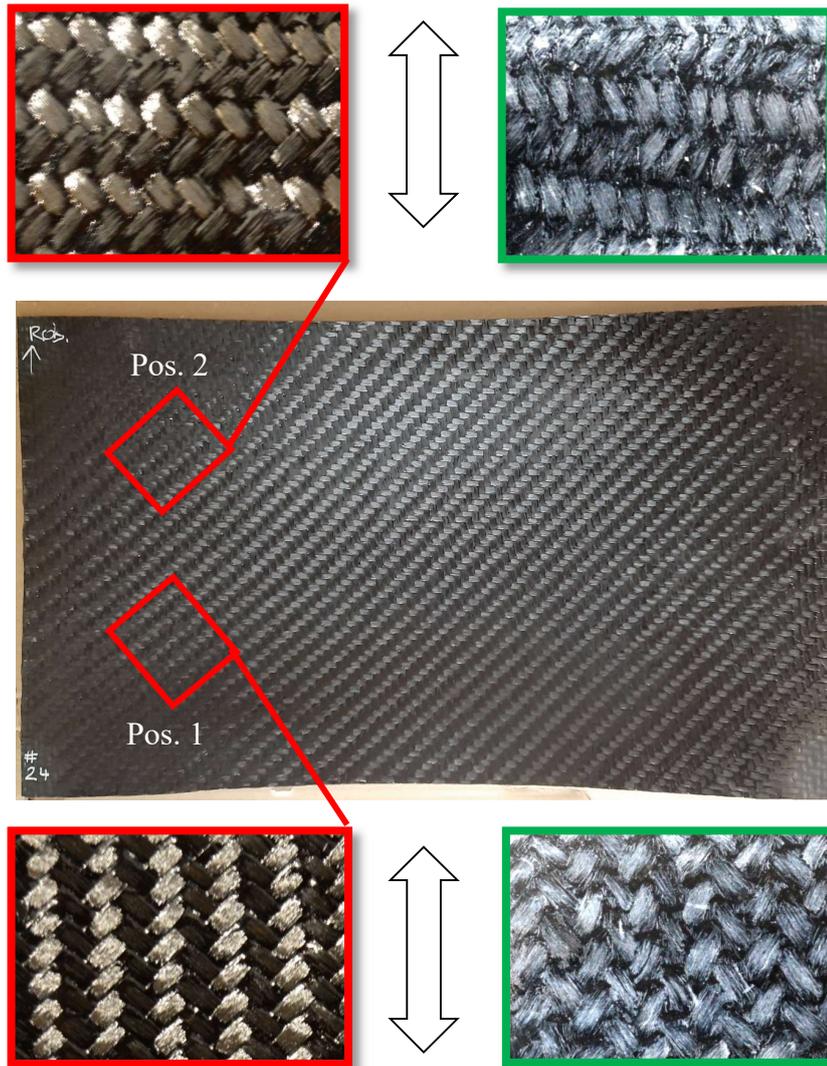


Abbildung 120: Untersuchte Probenbereiche vor (rot) und nach (grün) dem Umformvorgang

Bei einer Faserorientierung des Halbzeugs von $\pm 45^\circ$ zeigt sich kein einheitliches Ergebnis hinsichtlich der Scherwinkel an den Positionen 5 und 6 (vgl. Abbildung 118, unten). Bei zwei Bauteilen liegen positive und negative Scherwinkel vor und drei Bauteile weisen an beiden Positionen positive Scherwinkel auf.

Die positive und negative Drehrichtung des Scherwinkels führt zu unterschiedlichen Werten der maximalen Scherwinkel. Dies konnte bereits in Kapitel 5.2.2 anhand der Ergebnisse des *Bias-Extension-Tests* festgestellt werden.

Die Auswertung der Scherwinkel werden in den folgenden Unterkapiteln anhand der einzelnen Bauteile erläutert.

6.3.1 DoubleDome

Abbildung 121 zeigt beispielhaft die Scherwinkelverteilung an Position 1 (negativ) und Position 4 (positiv) des DoubleDome Bauteils bei einer Halbzeugtemperatur von 260°C.

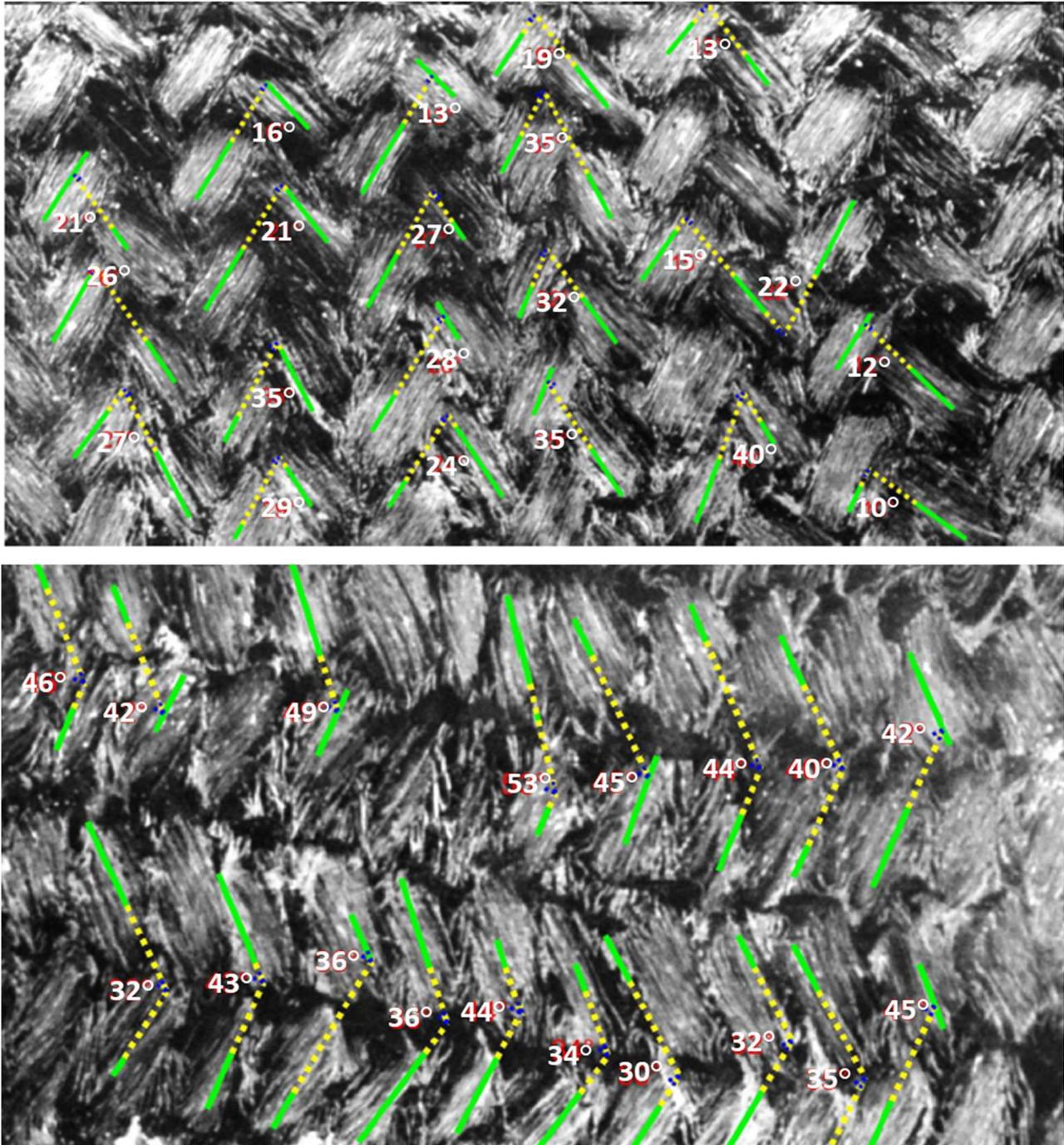


Abbildung 121: Scherwinkelverteilung eines DoubleDome Bauteils in Position 1 (oben) und Position 4 (unten)

Bei der Auswertung der Scherwinkel der einzelnen Bauteile einer Versuchsreihe werden die größten zehn Scherwinkel in absteigender Reihenfolge erfasst und die Mittelwerte des einzelnen Rangs berechnet. Aus Rang 6 bis 10 wird wiederum ein Mittelwert gebildet. Somit soll ein Überblick über die Größenordnungen der jeweils im erfassten Bereich vorliegenden Winkel erzielt werden.

Dies ist beispielhaft in Abbildung 122 (links) für eine Halbzeugtemperatur von 260°C dargestellt.

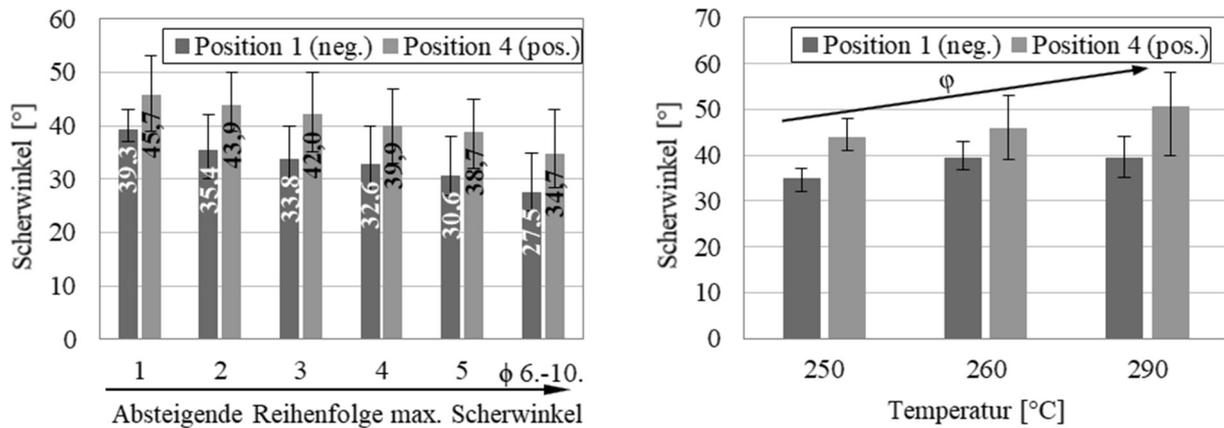


Abbildung 122: Die größten Scherwinkel der Positionen 1 und 4 beim DoubleDome Bauteil bei 260°C nach GRAEF & ENGEL (2022) und in Abhängigkeit der Temperatur (rechts) für eine Faserorientierung des Halbzeugs von 0/90°

Diese Werte werden für den Vergleich zwischen Formprozess und Simulation in Kapitel 7 verwendet. Die Scherwinkel bei negativer Drehrichtung sind 6-9° niedriger im Vergleich zu den Scherwinkeln bei positiver Drehrichtung. Das wird auch in Abbildung 122 (rechts) anhand des Vergleichs der größten Scherwinkel in Abhängigkeit der Halbzeugtemperatur deutlich. Zudem zeigt sich in Analogie zu den Ergebnissen des *Bias-Extension-Tests* aus Kapitel 5.2.2, dass die Scherwinkel mit steigender Halbzeugtemperatur zunehmen. Das Halbzeug verbleibt länger im schmelzflüssigen Zustand und hat eine geringere Viskosität, wodurch die Matrix der Umorientierung des Gewebes einen geringeren Widerstand entgegenbringt.

Eine weitere Erkenntnis ist der Vergleich zwischen zwei Versuchsreihen mit unterschiedlichen Faserorientierungen des Halbzeugs von 0/90° und ±45°. Diese Untersuchungen zeigen, dass die Bereiche mit maximalen Scherwinkeln an unterschiedlichen Positionen vorliegen (vgl. Abbildung 118). Zudem weisen die Bauteile mit einer Faserorientierung des Halbzeugs von ±45° höhere maximale Scherwinkel bis +15° auf.

Abbildung 123 zeigt die größten zehn Scherwinkel in absteigender Reihenfolge für eine Faserorientierung von ±45°, die entsprechend der oben genannten Vorgehensweise bestimmt worden sind. Bei der Auswertung zeigt sich, dass der Unterschied zwischen positiver und negativer Drehrichtung des Scherwinkels auch an Vorder- und Rückseite des Bauteils besteht. Die Scherwinkel in Position 5 und 6 der Bauteile weisen die gleiche Drehrichtung des Scherwinkels auf, sind aber bei

2 von 5 Bauteilen negativ. Die Scherwinkel dieser Bauteile sind daher für einen besseren Vergleich an der Rückseite ausgewertet worden.

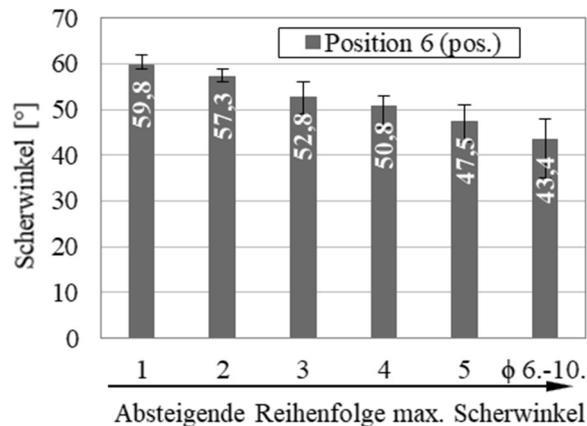


Abbildung 123: Die größten Scherwinkel der Positionen 5 und 6 beim DoubleDome Bauteil bei 260°C (links) für eine Faserorientierung des Halbzeugs von $\pm 45^\circ$

Die von RIETMAN et al. (2012) vorgestellten FEM-Ergebnisse des DoubleDome Bauteils anhand eines Leinwandgewebes zeigen eine Differenz von ca. 11° auf bei Vergleich der Ergebnisse mit unterschiedlichen Faserorientierungen des Halbzeugs. Die Autoren erklären, dass der Hauptformmechanismus im Gewebe eine Scherung innerhalb der Schichten ist, die stark von der Richtung des Gewebes abhängt.

6.3.2 Bumperquerträger

Die Verteilung der Scherwinkel in den Positionen 1 bis 4 des Bumperquerträgers ist gleichmäßiger als in den Radienbereichen des DoubleDome. Daher werden hier zur Auswertung nicht die maximalen Scherwinkel in absteigender Reihenfolge aufgelistet, sondern ein Mittelwert aus den größten 5-8 Scherwinkeln errechnet. Diese sind beispielhaft an einem Bauteil mit PP-Matrix für die Positionen 1 und 4 in Abbildung 124 dargestellt.

Die Positionen 1 und 3 weisen eine negative und die Positionen 2 und 4 weisen eine positive Drehrichtung des Scherwinkels auf. Die Ergebnisse sind für beide Matrixwerkstoffe (PP und PA6) in Abbildung 125 dargestellt. Die negativen Scherwinkel sind bei PP 4° und bei PA6 $2,5^\circ$ kleiner als die positiven Scherwinkel. Zudem zeigt sich, dass die Scherwinkel bei der PP-Matrix größer sind, als bei der PA6-Matrix. Dies kann auch an den Ergebnissen des *Bias-Extension-Tests* in Kapitel 4.3.2 festgestellt werden, bei denen eine Differenz der maximalen Scherwinkel von ca. 20° vorliegt. Die Differenzen beim Bumperquerträger betragen nur wenige Grad, jedoch sind die Absolutwerte der Scherwinkel hier wesentlich geringer im Vergleich zum DoubleDome Bauteil und den Proben des *Bias-Extension-Tests*.

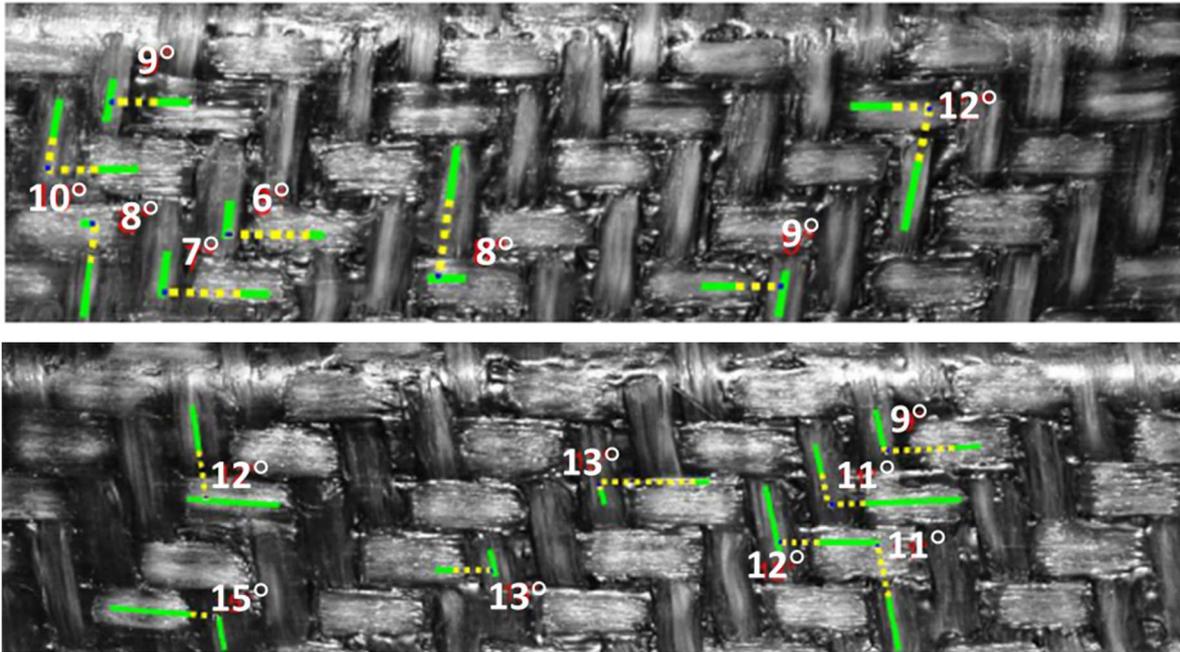


Abbildung 124: Scherwinkelverteilung eines Bumperquerträgers in Position 1 (oben) und Position 4 (unten) mit PP-Matrix

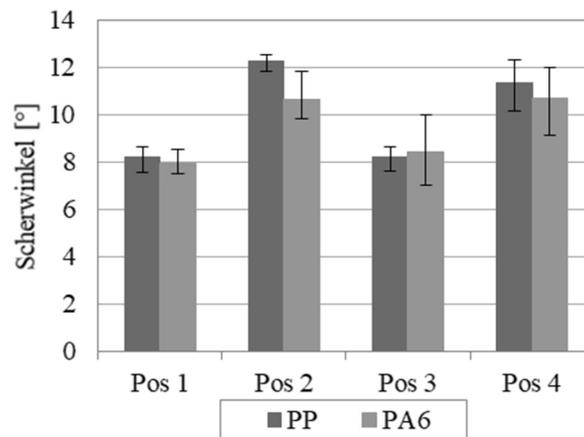


Abbildung 125: Scherwinkel Bumperquerträger mit PP- und PA6-Matrix

7 Validierung der Methode

In diesem Kapitel wird die Validierung des in Kapitel 5 entwickelten FE-Modells zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste sowie die Validierung der Materialeigenschaften anhand der in Kapitel 4 untersuchten Methoden der Kennwertermittlung beschrieben. Dabei erfolgt die Überprüfung der Abbildbarkeit der Scherwinkel und Faltenbildung nach dem Formprozess des in Kapitel 6 vorgestellten DoubleDome Demonstratorbauteils.

Die Vorgehensweise zur Validierung der entwickelten Methode ist in Abbildung 126 dargestellt.

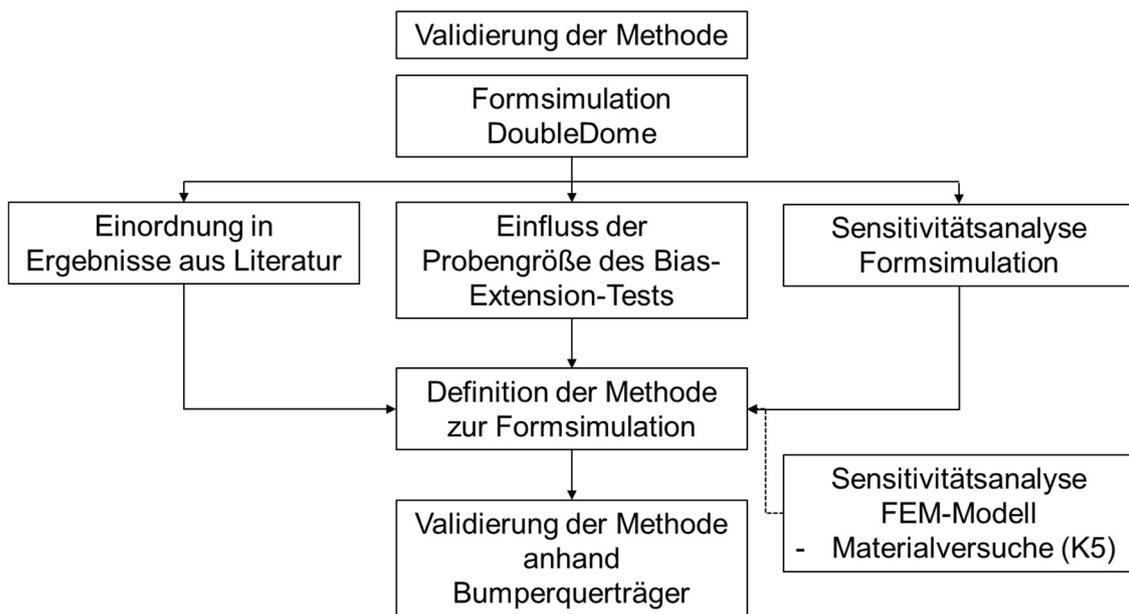


Abbildung 126: Schematische Darstellung der Vorgehensweise der Validierung der Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste

Diese beginnt mit der Simulation des Formprozesses des DoubleDome Bauteils unter Verwendung der Eingangsparameter, die entsprechend der Halbzeugtemperatur vor Beginn des Formprozesses gewählt und in Kapitel 5.2 anhand der Simulationen der Materialversuche validiert worden sind.

Zunächst erfolgt eine Einordnung der Simulationsergebnisse unter Verwendung von Niederhaltern in die in der Literatur vorgestellten Ergebnisse anhand der dargestellten Scherwinkel und des Platineneinzugs. Anschließend wird der Einfluss der Variation der verschiedenen Scherspannung-Scherwinkel-Kurven des *Bias-Extension-Tests* auf die Ergebnisse hinsichtlich der Scherwinkel und Faltenbildung bei der Formsimulation des DoubleDome ohne Niederhalter untersucht.

Daraus werden Erkenntnisse hinsichtlich der für den *Bias-Extension-Test* geeigneten Probengrößen abgeleitet, die das Formverhalten des faserverstärkten Thermoplasts bei der Bauteilherstellung repräsentieren können.

Im Rahmen von Sensitivitätsanalysen wird der Einfluss der einzelnen Materialparameter auf die Ergebnisse der Formsimulation hinsichtlich der Faltenbildung und des Scherwinkels analysiert. Unter Berücksichtigung der Sensitivitätsanalysen der Simulation der Materialversuche aus Kapitel 5.3 erfolgt die Definition der Materialparameter, die in Versuchen genauer bestimmt werden müssen und derer, die aufgrund eines geringen Einflusses auf das Simulationsergebnis mit Standardwerten (*default*) belegt werden können.

Die zuvor aufgeführten Untersuchungen bilden die Grundlage zur Definition der ganzheitlichen Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste von der Kennwertermittlung über die Validierung der Materialkarten bis hin zur Formsimulation des zu fertigenden Bauteils.

Abschließend wird diese Methode anhand der Bauteilformung des Bumperquerträgers unter Verwendung eines glasfaserverstärkten Thermoplasts mit PP-Matrix validiert.

7.1 Formsimulation DoubleDome

Die Formsimulationen in dieser Arbeit erfolgen isotherm. GUZMAN-MALDONADO et al. (2018) und PICU & GANHOFFER (2020) zeigen in Formsimulationen anhand des DoubleDome Bauteils einen Unterschied der maximalen Scherwinkel zwischen isothermer und temperaturabhängiger Formsimulation von 3-5° auf. Die Ergebnisse eines Benchmarks zur Simulation der Formgebung des DoubleDome Bauteils, die in SARGENT et al. (2010) vergleichend gegenübergestellt werden, weisen zudem Unterschiede in den Ergebnissen zwischen den von verschiedenen Instituten durchgeführten Simulationen in einem Scherwinkelbereich von 8° auf. Da die Unterschiede, die durch die Verwendung verschiedener Simulationsmethoden bzw. Programme resultieren größer sind, als die Änderung des Scherwinkels durch Berücksichtigung des Temperatureinflusses, wird in dieser Arbeit die Temperaturabhängigkeit nicht berücksichtigt.

In den Formsimulationen in dieser Arbeit wird das in Kapitel 5.1 vorgestellte Membran-Beam-Modell mit *Checkerboard*-Netz verwendet.

Die Steifigkeit der Formwerkzeuge liegt mehrere Größenordnungen höher, als die des faserverstärkten Thermoplasts bei Formtemperatur, sodass nach DÖRR et al. (2017) die Verformungen der Werkzeuge vernachlässigt und diese als Starrkörper modelliert werden können.

Die Geometrie des DoubleDome Bauteils ist für einen Benchmark von Formsimulationen von der FORD MOTOR COMPANY veröffentlicht worden. Abbildung 6 (Kapitel 2.2.3, Seite 13) zeigt die einzelnen Werkzeuge für Stempel und Matrize und die Segmente des geteilten Niederhalters. Die Simulationsergebnisse, die von verschiedenen Instituten hinsichtlich des maximalen Scherwinkels und Einzugs der Platine in X- und Y-Richtung erzielt worden sind, sind in SARGENT et al. (2010) und RIETMAN et al. (2012) veröffentlicht.

Im ersten Schritt der Validierung erfolgt ein Vergleich der mit der *FABRIC Materialkarte von ABAQUS/EXPLICIT ohne Berücksichtigung der Biegesteifigkeit berechneten Scherwinkel und des Platineneinzugs zu den Ergebnissen der Benchmark-Studie der Formsimulationen des DoubleDome Bauteils. Dabei ist nur $\frac{1}{4}$ der Platine modelliert worden, um die von WILLEMS et al. (2008b), PENG & REHMAN (2011) und KHAN et al. (2009) angenommene Symmetrie zu nutzen. Die Eingangsdaten für diesen Vergleich entstammen der Ergebnisse des *Picture-Frame-Tests* für trockene und mit PA6 imprägnierte Gewebe aus Kapitel 4.3.1. Da die Formsimulation unter Verwendung des Niederhalters erfolgt und keine Faltenbildung auftritt, wird angenommen, dass die Biegesteifigkeit keinen Einfluss auf das Ergebnis der Scherwinkel aufweist.

Tabelle 22 zeigt die Ergebnisse im Vergleich zu den Simulationsergebnissen des Benchmarks.

Tabelle 22: Vergleich der Ergebnisse zur Benchmark-Studie des DoubleDome

| Quelle | Institution | Einzug Halbzeug [mm] | | Max. Scherwinkel [°] |
|-----------------------|-----------------------|----------------------|-------|----------------------|
| | | D_x | D_y | |
| SARGENT et al. (2010) | UML | 29,96 | 25,39 | 42,54 |
| | Northwestern | 27,80 | 24,90 | 35,10 |
| | KU Leuven | 25,50 | 29,10 | 40,71 |
| | INSA Lyon | 28,72 | 25,79 | 43,45 |
| RIETMAN et al. (2012) | Uni Twente | 29,23 | 25,50 | 43,08 |
| ENGEL & GRAEF (2015) | UTS (dry) | 29,02 | 26,83 | 45,60 |
| | UTS (PA6) | 28,95 | 26,82 | 45,61 |
| - | UTS (Kinematic Drape) | - | - | 45,76 |

Die Ergebnisse der maximalen Scherwinkel liegen 2° oberhalb der maximalen Ergebnisse der Benchmark-Studie und sind zur besseren Übersicht grau eingefärbt. Der Einzug der Platine in x-Richtung ist nahezu identisch zu dem maximalen Einzug, der in der Studie ermittelt worden ist. Der Einzug der Platine in y-Richtung liegt im mittleren Bereich der in der Studie aufgezeigten Simulationsergebnisse. Da keine experimentellen Ergebnisse des DoubleDome Bauteils der Studie vorliegen, kann nicht aufgezeigt werden, welche Ergebnisse quantitativ besser sind.

Zusammenfassend kann jedoch bestätigt werden, dass die anhand des *FABRIC Materialmodells erzielten Ergebnisse im Wertebereich der Benchmark-Studie liegen.

Tabelle 22 zeigt zudem den maximalen Scherwinkel, der anhand eines kinematischen Drapiermodells (kinematic Drape) mit HYPERWORKS von ALTAIR ermittelt worden ist. Die Berechnung erfolgt auf der Basis der fertigen Bauteilgeometrie, wodurch eine Ermittlung des Platineneinzugs nicht

durchgeführt werden kann. Die Scherwinkelverteilung des Drapiermodells ist in Abbildung 127 dargestellt. Eine Berücksichtigung positiver und negativer Scherwinkel, die anhand der Auswertung des Demonstrators in Kapitel 6.3 nachgewiesen wird, erfolgt nicht.

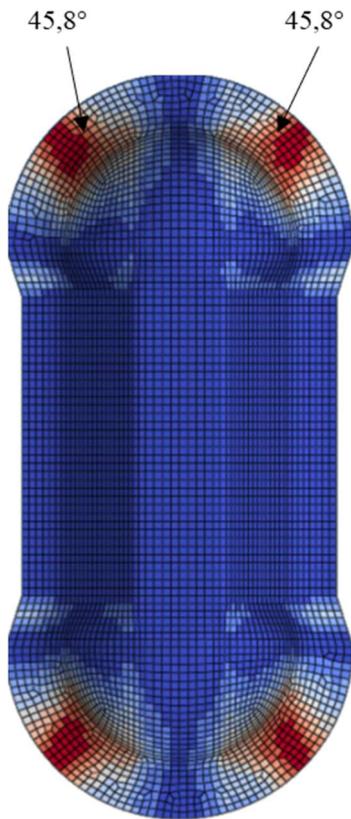


Abbildung 127: Ergebnisse Scherwinkel aus Drapiersimulation mit kinematischem Ansatz in HYPERWORKS

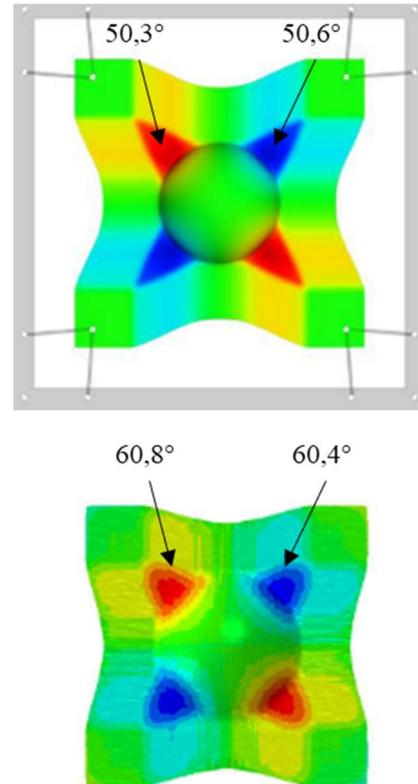


Abbildung 128: Scherwinkelverteilung Köperbindung Halbkugel nach STAMOPOULOS & DI ILIO (2021) (oben) und BAUMARD et al. (2017) (unten)

Die Formsimulationen von FVT mit 2/2-Körperbindung anhand einfacher Halbkugeln, die in der Literatur aufgezeigt werden, berücksichtigen dieses Phänomen ebenfalls nicht. Der Betrag der Scherwinkel mit positiver und negativer Drehrichtung ist gleich (vgl. Abbildung 128).

Im Folgenden Kapitel wird die Formsimulation des DoubleDome-Bauteils mit dem Simulationsmodell aus dieser Arbeit sowie der Einfluss der unterschiedlichen Scherspannung-Scherwinkel-Kurven durch verschiedene Probengrößen beim *Bias-Extension-Test* näher beschrieben.

7.1.1 Einfluss der Probengröße und Proportion beim Bias-Extension-Test

Zur Validierung des DoubleDome Bauteils erfolgt zunächst ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit verschiedenen Scherspannung-Scherwinkel-Kurven, die anhand verschiedener Probengrößen und –proportionen bei einer Prüftemperatur von 260°C mit dem *Bias-Extension-Test* ermittelt worden sind (vgl. Kapitel 4.3.2). Die übrigen Eingangsparameter zur Druck-, Biege- und Zugsteifigkeit sowie

die Reibkoeffizienten werden konstant gehalten und sind in Kapitel 4.7 „Zusammenfassung der Startwerte für die Simulation“ zusammengefasst.

Tabelle 23 zeigt die Ergebnisse der Formsimulationen des DoubleDome. Die Abweichungen zwischen den Vergleichswerten von maximalen Scherwinkeln, Höhe und Abstand der Falten im Außenbereich des Realbauteils und der FE-Ergebnisse unter Verwendung der Einheitszelle aus Kapitel 5.1 (Seite 86) werden in Prozent angegeben.

Im oberen Teil der Tabelle sind die Ergebnisse unter Verwendung der Probenproportionen $H/W = 2$; $2,5$ und 3 aufgeführt (Skalierungsfaktor 1). Dabei zeigen die Ergebnisse, die mit $H/W=3$ erzielt werden, die größte Übereinstimmung mit den am Bauteil ermittelten Daten. Die Ergebnisse bei $H/W = 2,5$ haben auch eine Abweichung von weniger als 10 %. Bei $H/W=2$ zeigt sich eine signifikante Faltenbildung im Radienbereich, wodurch eine Auswertung der Scherwinkel nicht möglich ist.

Abbildung 129 zeigt einen Vergleich der Simulationsergebnisse hinsichtlich der Faltenbildung bei $H/W=3$ (a) und $H/W=2$ (b) bei einer Prüftemperatur innerhalb der Materialversuche von 260°C . Zudem ist das Simulationsergebnis dargestellt, das bei $H/W=2$ bei einer Prüftemperatur innerhalb der Materialversuche von 230°C erzielt wird (vgl. Abbildung 129 c)). Dabei wurde ein Skalierungsfaktor von $0,5$ gewählt, um den Einfluss der Probengröße auf die Scherspannung zu berücksichtigen und eine Vergleichbarkeit zu den Ergebnissen mit $H/W=3$ bei 260°C herstellen zu können. Das Ergebnis zeigt eine signifikante Faltenbildung auf und verdeutlicht die Bedeutung der Temperatur auf die Ergebnisse und das Erfordernis, die Materialversuche bei den im Realversuch verwendeten Halbzeugtemperaturen anzupassen.

Das Realbauteil des DoubleDome ist als Vergleich in Abbildung 130 dargestellt. Es weist keine Faltenbildung im Radienbereich auf und zeigt eine gute Vergleichbarkeit zu den Simulationsergebnissen, die mit $H/W=3$ erzielt werden (vgl. Abbildung 129 a)).

Tabelle 23: Vergleich der Ergebnisse aus Simulation und Formprozess des DoubleDome

| Simulationsergebnisse | | Max. Scherwinkel [°] | | Höhe der Falten [mm] | | | Abstand der Falten [mm] | |
|---------------------------|--------|----------------------|----------|----------------------|----------------|-------|-------------------------|-----|
| H/W | Faktor | neg. [%] | pos. [%] | Pos. 2 (+) [%] | Pos. 3 (-) [%] | | Abweichung [%] | |
| 3 | 1 | 37,5 | 48,5 | 79,0 | 80,7 | 166,0 | 8,8 | |
| 2 | 1 | - | - | 78,7 | 79,2 | 147,0 | 19,2 | |
| 2,5 | 1 | 35,5 | 49,6 | 79,6 | 79,1 | 164,0 | 9,9 | |
| Simulationsergebnisse | | Max. Scherwinkel [°] | | Höhe der Falten [mm] | | | Abstand der Falten [mm] | |
| 3 | 2 | - | - | 77,5 | 76,9 | 140,0 | 23,1 | |
| 3 | 0,5 | 37,7 | 47,2 | 75,1 | 73,3 | 175,4 | 3,6 | |
| 2 | 2 | - | - | 78,3 | 83,5 | 164,1 | 9,8 | |
| 2 | 0,5 | 39,4 | 45,4 | 80,4 | 79,4 | 170,9 | 6,1 | |
| 2,5 | 0,5 | 39,2 | 44,8 | 73,7 | 73,7 | 176,1 | 3,2 | |
| Experimentelle Ergebnisse | | 39,3 | 45,7 | 73 | 73,5 | | | 182 |

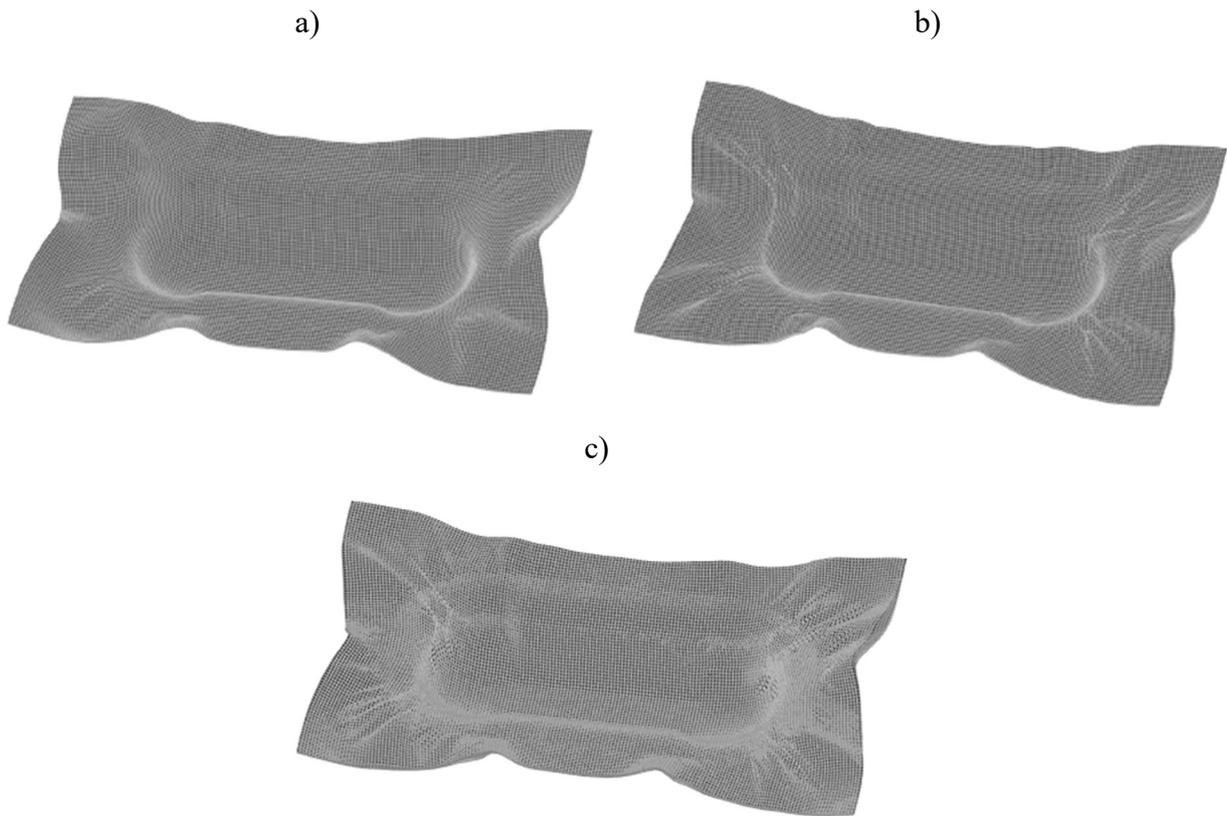


Abbildung 129: Simulationsergebnisse Double Dome mit Eingangsparametern aus dem Bias-Extension-Test mit $H/W=3$ (260°C) (a) und $H/W=2$ (260°C) (c) $H/W=2$ (230°C), Faktor 0,5 – nach GRAEF & ENGEL (2022)



Abbildung 130: Realbauteil DoubleDome (260°C)

Die Probengröße und Probenproportion im *Bias-Extension-Test* beeinflusst die Höhe der Scherspannungen und die Größe des kritischen Scherwinkels, bei dem ein Blockieren der Gewebescherung einsetzt und die weitere Längenänderung der Probe zunehmend von Faserschlupf bestimmt wird (vgl. Kapitel 4.3.2).

TAHA et al. (2013) zeigen eine Möglichkeit zur Bestimmung des kritischen Scherwinkels anhand der Scherkraft-Scherwinkel-Kurven auf. Dabei werden Ausgleichsgeraden durch die Bereiche mit

unterschiedlichem Anstieg der Scherspannung gelegt und deren Schnittpunkt ermittelt, dessen Senkrechte zur X-Achse des Diagramms den kritischen Scherwinkel kennzeichnet.

Abbildung 131 verdeutlicht die Entwicklung des kritischen Scherwinkels in Abhängigkeit der in dieser Arbeit verwendeten Probenproportionen.

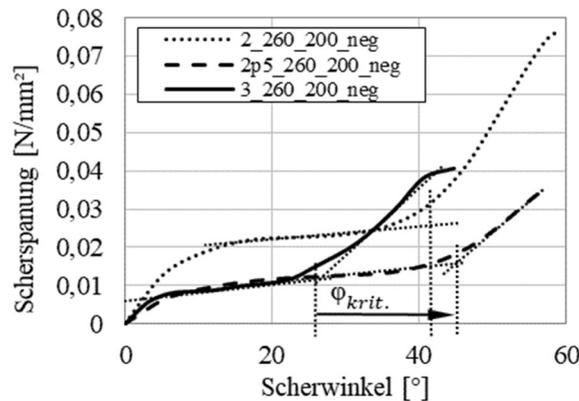


Abbildung 131: Kritischer Scherwinkel bei Variation des Längen-Breiten-Verhältnis H/W beim Bias-Extension-Test

Die Probe mit einem Längen-Breiten-Verhältnis von $H/W=3$ weist den geringsten kritischen Scherwinkel von 25° auf. Die Proben mit $H/W=2$ und $H/W=2,5$ haben höhere kritische Scherwinkel von 41° und 44° . Die Proben mit $H/W=3$ und $H/W=2,5$ haben die gleiche Probenlänge von 150mm. Die Proben unterscheiden sich somit entsprechend ihrem Längen-Breiten-Verhältnis in der Probenbreite. Wie in Kapitel 2.3.2 bereits erläutert, führt eine Verbreiterung der Probe nach WANG et al. (1998) aufgrund der steigenden Anzahl an Kreuzungspunkten der Faserbündel zu höherer Reibung und somit einer Reduzierung des Faserschlupf. Dies zeigt sich in den vorliegenden Versuchen durch einen höheren kritischen Scherwinkel bei $H/W=2,5$ im Vergleich zu $H/W=3$ (vgl. Abbildung 131).

Die Scherspannung steigt nach Überschreiten des kritischen Scherwinkels stark an. BOISSE et al. (2006) erklärt, dass die Zunahme der Steifigkeit oberhalb des kritischen Scherwinkels ein Hauptgrund für die Ausbildung von Falten ist.

Im Simulationsprogramm PAMFORM kann alternativ zur Eingabe einer Scherspannung-Scherwinkel-Kurve eine Schersteifigkeit und ein kritischer Scherwinkel definiert werden. Durch die Verwendung des kritischen Scherwinkels als Kriterium für den Beginn der Faltenbildung im Simulationsmodell muss dieses entsprechend unterschiedliche Ergebnisse liefern, je nach verwendeter Probengröße im *Bias-Extension-Test*. Somit ist fraglich, welcher kritische Scherwinkel die Vorhersage der Faltenbildung besser darstellt und ob dieser Ansatz für die Faltenvorhersage in der Formsimulation geeignet ist.

BOISSE et al. (2011) zeigen anhand der Simulation eines Tetraeders, dass der einfache Vergleich der Scherwinkel in der Simulation zum kritischen Scherwinkel für den Beginn der Faltenbildung der untersuchten Geometrie nicht geeignet ist und dass es sich vielmehr um ein globales mechanisches Problem handelt.

Um in dieser Arbeit neben dem kritischen Scherwinkel auch den Einfluss der maximalen Scherspannung auf die Ergebnisse des DoubleDome Bauteils zu untersuchen, werden die Scherspannungen mit einem Faktor von 0,5 und 2 multipliziert.

Der kritische Scherwinkel und die maximale Scherspannung unter Berücksichtigung des jeweiligen Skalierungsfaktors sind in Tabelle 24 zusammengefasst. Dabei wird der Einfluss auf die Simulationsergebnisse qualitativ dargestellt. Die Basis für den qualitativen Vergleich sind die Ergebnisse der Formimulation des DoubleDome Bauteils, bei denen die Scherspannung-Scherwinkel-Kurven von $H/W=3$ mit einem Skalierungsfaktor von 1 verwendet worden sind.

Tabelle 24: Einfluss kritischer Scherwinkel und max. Scherspannung auf max. Scherwinkel und Faltenbildung

| H/W | Faktor | $\varphi_{krit.}$ [°] | τ_{max} [$\frac{mN}{mm^2}$] | φ_{max} [°] | Höhe der Falten [mm] | Abstand der Falten [mm] |
|-----|--------|--------------------------|---------------------------------------|------------------------|-------------------------|----------------------------|
| 3 | 1 | 25 | 40 | ○ | ○ | ○ |
| 2 | 1 | 41 | 76 | ↓↓ | ↑ | ↓↓ |
| 2,5 | 1 | 44 | 35 | ↓ | ○ | ○ |
| 3 | 2 | 25 | 80 | ↓↓ | ↑ | ↓↓ |
| 3 | 0,5 | 25 | 20 | ↑ | ↑↑ | ↑↑ |
| 2 | 2 | 41 | 150 | ↓↓ | ↓ | ○ |
| 2 | 0,5 | 41 | 38 | ↑↑ | ↓ | ↑ |
| 2,5 | 0,5 | 44 | 17,5 | ↑↑ | ↑↑ | ↑↑ |

Das Simulationsergebnis des Bauteils ist in Abbildung 129 a) dargestellt. Die Verbesserung oder Verschlechterung der Simulationsergebnisse hinsichtlich des maximalen Scherwinkels, der Höhe und des Abstands der Falten werden mit ein oder zwei Pfeilen nach oben bzw. nach unten gekennzeichnet. Ein Kreis bedeutet, dass keine merkliche Veränderung vorliegt. Die quantitative Auswertung ist in Tabelle 23 dargestellt.

Die Ergebnisse mit einem Skalierungsfaktor von 2, dass einer Verdoppelung der Scherspannung bei gleichbleibendem kritischen Scherwinkel entspricht, zeigen eine deutliche Faltenbildung auch im Radienbereich entsprechend der Abbildung 129 b) und die Scherwinkel können nicht ausgewertet

werden. Eine Reduzierung der Eingabedaten mit einem Skalierungsfaktor von 0,5 und somit einer Halbierung der Scherspannungswerte führt zu einer besseren Übereinstimmung zwischen den Simulationsergebnissen und den experimentellen Ergebnissen. Der Skalierungsfaktor 0,5 bei $H/W=2$ führt zu einer besseren Übereinstimmung der maximalen Scherwinkel. Der kritische Scherwinkel liegt bei dieser Probenproportion höher als bei $H/W=3$. Die Verwendung der Scherspannung-Scherwinkel-Kurve von $H/W=3$ mit einem Skalierungsfaktor von 0,5 führt zu einer besseren Übereinstimmung der Faltenbildung. Die Scherspannungen liegen hier niedriger als bei $H/W=2$.

Somit erfordert eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse der maximalen Scherwinkel und der Faltenbildung niedrige Scherspannungswerte und einen hohen kritischen Scherwinkel der Eingabedaten für die Simulation.

Dies kann anhand der Simulationsergebnisse mit der Scherspannung-Scherwinkel-Kurve von $H/W=2,5$ und einem Skalierungsfaktor von 0,5 nachgewiesen werden. Die Kurve weist einen hohen kritischen Scherwinkel bei einer niedrigen Scherspannung auf und führt zu max. Abweichungen zwischen Simulation und Experiment im Bereich von 0,3 - 3,2% (vgl. Tabelle 23, unten).

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Scherspannungen anhand der in dieser Arbeit gewählten Probengrößen beim *Bias-Extension-Test* zu hohe Werte liefern, um die am Realbauteil vorliegende Faltenbildung und Scherwinkel mit einer Abweichung von kleiner als 10% (vgl. $H/W=3$, Faktor 1, Tabelle 23, oben) abbilden zu können. Es wird aufgezeigt, dass durch hohe Scherwinkel und eine Halbierung der Scherspannung die Abweichung auf ca. 3% reduziert werden kann.

Nach WANG et al. (1998) kann das Auftreten von Faserschlupf durch eine Vergrößerung der Länge und Breite der Probe reduziert werden. Dies führt nach HARRISON et al. (2018) bei gleichbleibendem Längen-Breiten-Verhältnis (H/W) jedoch zu früherer Faltenbildung schon bei geringeren Scherwinkeln.

Ein Längen-Breiten-Verhältnis von $H/W=2$ zeigt in dieser Arbeit die größten Scherspannungen auf. Nach HARRISON et al. (2004) und BAUMARD et al. (2019) soll H/W einen Wert von gleich oder größer 2 betragen, um reine Scherung in der Probenmitte (Zone A) zu erzielen. Anhand der Simulationsergebnisse des *Bias-Extension-Tests* mit dem Checkerboard-Netz in Abbildung 94, Kapitel 5.2.2, wird deutlich, dass der Bereich reiner Scherung in Zone A nicht bis zum Probenrand reicht. Somit sollte das Längen-Breiten-Verhältnis größer 2 betragen.

Der Einfluss der Größe der Scherspannungen auf die Ergebnisse der Formsimulation wird in Kapitel 7.3 bei der Validierung der Methode anhand des Bumperquerträgers ebenfalls erläutert.

7.1.2 Sensitivitätsanalyse

Im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse wird neben dem Einfluss der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven, auch der Einfluss weiterer Eingangsparameter auf die Simulationsergebnisse hinsichtlich Höhe und Abstand der auftretenden Falten im Randbereich des DoubleDome Bauteils sowie die maximalen positiven und negativen Scherwinkel analysiert. Die Vorgehensweise erfolgt wie in Kapitel 5.3 anhand der Sensitivitätsanalyse der Materialversuche beschrieben unter Verwendung des „faced centered composite design“. In dieser Arbeit werden die Parameter der Reibwerte zwischen den einzelnen Halbzeuglagen (ply-ply), zwischen Halbzeug und Werkzeug (tool-ply) sowie die Zugsteifigkeit (tensile) separat betrachtet. Die Methode des „faced centered composite design“ wird hier für die Ermittlung des Einflusses und der Wechselwirkung der Scher-, Biege- und Drucksteifigkeit (*Shear, Bending, Compression*) herangezogen. Das Ziel dieser Sensitivitätsanalyse ist die Identifikation der Eingangsparameter mit dem größten Einfluss auf die Simulationsergebnisse und der Parameter, die nur einen geringen Einfluss aufweisen. Auf dieser Basis wird festgelegt, welche Parameter in Materialversuchen genau bestimmt werden müssen und welche Parameter mit einem Standardwert (*default*) belegt werden können, um den Versuchsaufwand für die Formsimulation weiterer FVT-Materialien zu verringern.

Die Ergebnisse des DoubleDome Bauteils werden im folgenden Abschnitt erläutert und diskutiert. Die Abbildungen 132 und 133 zeigen beispielhaft das Wechselwirkungsdiagramm und das Haupteffektdiagramm für den Einfluss der Eingangsparameter Scher-, Biege- und Drucksteifigkeit auf den Abstand der Falten im Außenbereich des DoubleDome Bauteils.

Es bestehen merkliche Wechselwirkungen zwischen der Biege- und Schersteifigkeit sowie der Biege- und Drucksteifigkeit. Dies zeigt sich durch Überschneidung der Linien im Diagramm. Verlaufen diese parallel zueinander, besteht keine Wechselwirkung zwischen den Parametern. Zwischen der Scher- und Drucksteifigkeit besteht eine geringfügige Wechselwirkung im untersuchten Wertebereich. Die Linien im Diagramm schneiden sich nicht, verlaufen jedoch auch nicht parallel zueinander.

Das Haupteffektdiagramm (vgl. Abbildung 133) zeigt, dass der Abstand der Falten besonders durch die Biegesteifigkeit bestimmt wird und zweitrangig durch die Scher- und Drucksteifigkeit.

Es besteht nur ein geringfügiger oder kein Einfluss der Wechselwirkungen der Parameter auf die Höhe der Falten und die maximalen Winkel. Die Haupteffektdiagramme in den Abbildungen 134 und 135 zeigen, dass die Ausprägung dieser Werte insbesondere durch die Schersteifigkeit bestimmt wird.

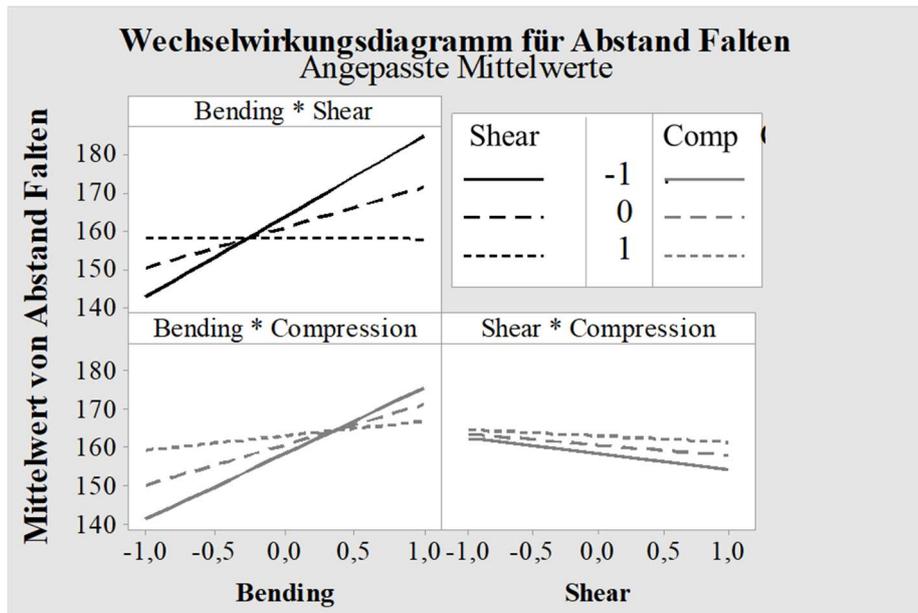


Abbildung 132: Wechselwirkungsdiagramm für Abstand Falten DoubleDome

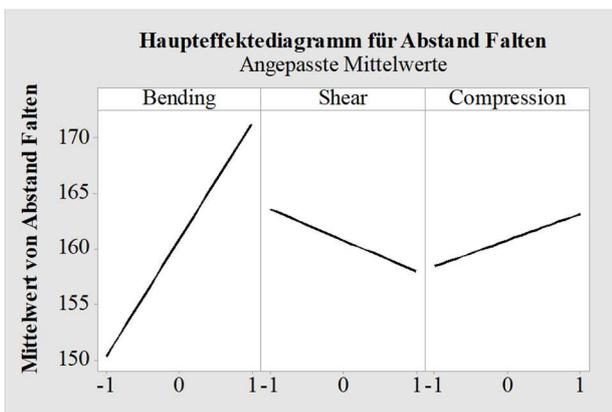


Abbildung 133: Haupteffektdiagramm für Abstand Falten DoubleDome

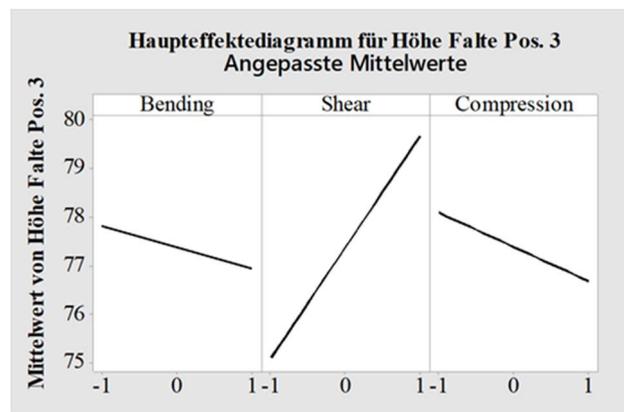


Abbildung 134: Haupteffektdiagramm für Höhe Falte Pos. 3 DoubleDome

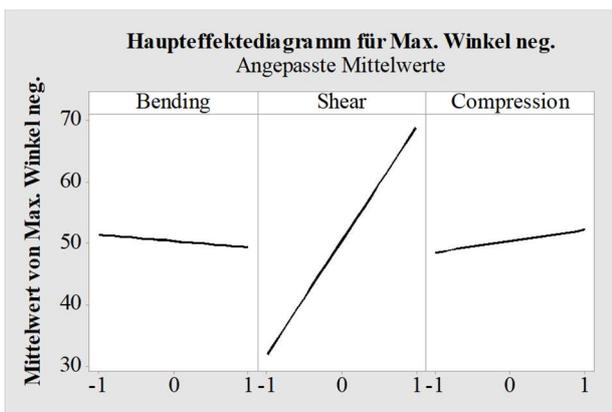


Abbildung 135: Haupteffektdiagramm für max. Scherwinkel (neg.) – Bending/Shear/Compr.

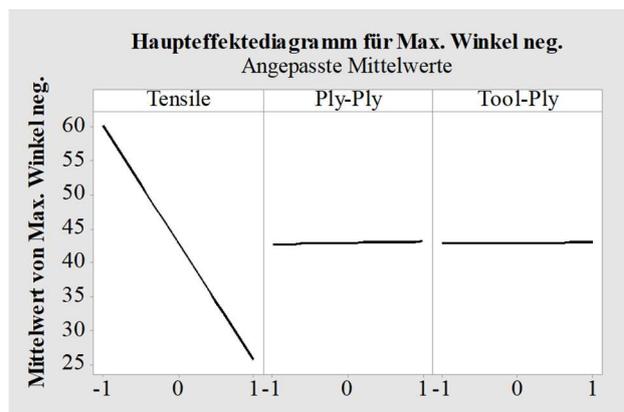


Abbildung 136: Haupteffektdiagramm für max. Scherwinkel (neg.) – Tensile/Ply-Ply/Tool-Ply

DÖBRICH et al. (2014) geben an, dass die Anzahl und Größe der Falten von der Biegesteifigkeit und der Wechselwirkung zwischen Biegesteifigkeit und Schersteifigkeit beeinflusst werden. Diese Angabe kann in dieser Arbeit hinsichtlich des Abstands der Falten zueinander bestätigt werden. Die Höhe der Falten wird hingegen, wie zuvor beschrieben, von der Schersteifigkeit bestimmt und zweitrangig von der Biege- und Drucksteifigkeit (vgl. Abbildung 134). Die separat betrachteten Eingangsparameter der Reibwerte zwischen den FVT-Lagen (ply-ply) und zwischen FVT und Werkzeug (tool-ply) weisen keinen signifikanten Einfluss auf die betrachteten Simulationsergebnisse auf. Die Zugsteifigkeit hingegen wirkt sich merklich aus. Dies wird beispielhaft am Haupteffektdiagramm für den maximalen negativen Scherwinkel in Abbildung 136 verdeutlicht..

Tabelle 25 zeigt eine Übersicht aller Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse. Die angegebenen Werte zeigen die Größenordnung ausgehend vom Mittelwert an, mit der der jeweilige Parameter das Ergebnis des Berechnungsmodells, das mit der Statistiksoftware MINITAB erstellt worden ist, beeinflusst (vgl. Kapitel 5.3).

Tabelle 25: Ergebnisse Sensitivitätsanalyse DoubleDome

| | Abstand Falten | Höhe Falte Pos. 3 | Max. Winkel neg. |
|---------------------|----------------|-------------------|------------------|
| Bending | 6,52 | 0,57 | 2,04 |
| Shear | 1,74 | 2,96 | 36,73 |
| Compression | 1,47 | 0,92 | 3,65 |
| Bending*Shear | 6,61 | 0,50 | 2,76 |
| Bending*Compression | 4,17 | 0,37 | 4,64 |
| Shear*Compression | 0,76 | 0,79 | 4,39 |
| | | | |
| Tensile | 22,95 | 5,66 | 40,21 |
| Ply-Ply | 1,63 | 0,06 | 0,47 |
| Tool-Ply | 4,62 | 0,00 | 0,12 |

7.2 Definition der Methode zur Formsimulation faserververstärkter Thermoplaste

Abbildung 137 zeigt schematisch die Vorgehensweise der in dieser Arbeit entwickelten Methode zur Formsimulation faserververstärkter Thermoplaste von der Kennwertermittlung bis zum simulierten Bauteil auf, die im Folgenden näher erläutert wird.

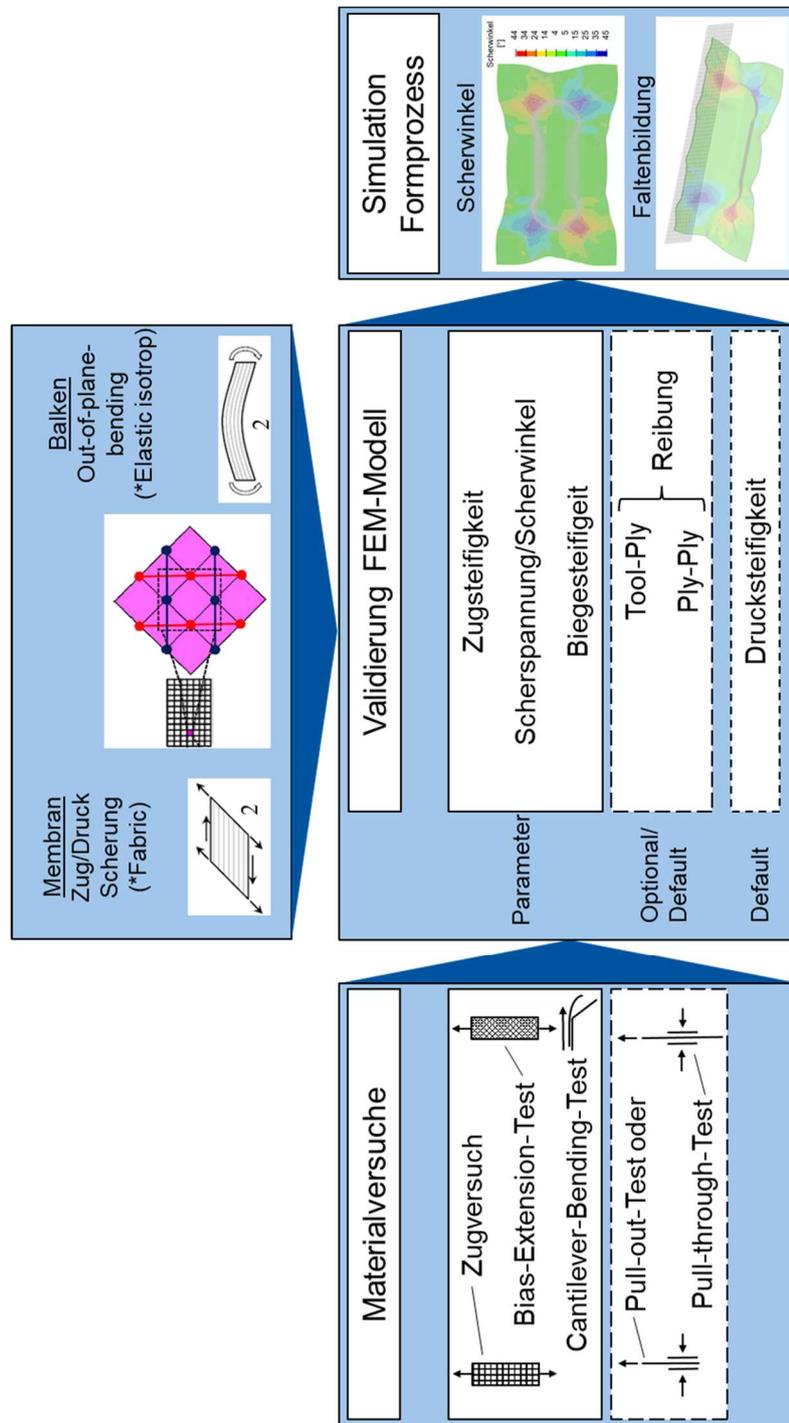


Abbildung 137: Schematische Abbildung der entwickelten Methode zur Formsimulation faserververstärkter Thermoplaste²

² Skizzen nach DÖRR et al. (2016.)

Die entwickelte Methode zur Formsimulation basiert auf der Verwendung einer Einheitszelle zur Darstellung einer Gewebemasche des FVT. Die Einheitszelle besteht aus Membranelementen zur Abbildung der Zug-, Druck- und Schersteifigkeit sowie Balkenelemente zur Abbildung der Biegesteifigkeit des Verbunds. Die Anordnung der Membran- und Balkenelemente innerhalb der Einheitszelle erfolgt nach dem Checkerboard-Netz. Die FVT-Lagen werden einzeln modelliert und entsprechend ihrer Materialstärke aufeinander positioniert.

Zu Beginn der Simulation steht die Ermittlung der Kennwerte in Materialversuchen. Anhand der Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse wird ersichtlich, dass die Zug-, Scher- und Biegesteifigkeiten in Materialversuchen für die beim zu simulierenden Formprozess vorliegenden Prozessparameter (Temperatur und Geschwindigkeit) bestimmt werden müssen. Die Zug-, Scher- und Biegesteifigkeiten zeigen den größten Einfluss auf die Simulationsergebnisse hinsichtlich der Faltenbildung und Scherwinkel am Bauteil. Diese werden im Rahmen von einachsigen Zugversuch, des *Bias-Extension-Test* und *Cantilever-Bending-Test* ermittelt.

Beim *Bias-Extension-Test* sollte die Probe ein Längen-Breiten-Verhältnis von 2,5 aufweisen, bei möglichst großer Abmessung der Länge und Breite der Probe.

Die Drucksteifigkeit und die Reibkoeffizienten zwischen den einzelnen FVT-Lagen und zwischen FVT und Werkzeug weisen den geringsten Einfluss auf die Simulationsergebnisse im betrachteten Wertebereich auf. Die Wahl dieser Parameter kann somit anhand von Literaturwerten oder Erfahrungswerten erfolgen, sollte jedoch realistische Werte beinhalten.

Die Reibkoeffizienten können optional im „*pull-out*“- oder „*pull-through*“-Test ermittelt werden.

Da die Drucksteifigkeit im Vergleich zur Biegesteifigkeit einen wesentlich geringeren Einfluss auf die betrachteten Simulationsergebnisse aufweist, kann diese mit der Annahme von 20% der Zugsteifigkeit belegt werden.

Anschließend erfolgt die Eingabe der Parameter in die Materialkarten des FE-Modells. Diese sind in Tabelle 26 zusammengefasst.

Die Kennwerte können für die Materialkarte **Fabric* und für das Reibmodell **Friction* ohne weiteren Validierungsschritt für die Formsimulation übernommen werden. Der Parameter Biegesteifigkeit, der durch das in Kapitel 5.2.4 beschriebene Ersatzmodell mittels des E-Moduls der Balkenelemente dargestellt wird, erfordert lediglich einen Validierungsschritt. Dazu wird der E-Modul bei der Simulation des *Cantilever-Bending-Tests* angepasst, bis die berechnete Überhanglänge der Probe mit den Versuchsergebnissen übereinstimmt. Dies ist nur für eine Faserrichtung erforderlich, da die Anisotropie des FVT durch die Anordnung der Balkenelemente in Faserrichtung gegeben ist.

Anhand dieses Modells erfolgt nun die Simulation des Formprozesses des Bauteils.

Tabelle 26: Übersicht der Kennwerte und die zugehörigen Maßeinheiten

| Parameter | Materialkarte | Maß | Einheit |
|-------------------|--------------------------|--------------------------------|--------------------------|
| Zugsteifigkeit | *Fabric | Zugspannung-Dehnung | $\frac{N}{mm^2} / [-]$ |
| Schersteifigkeit | *Fabric | Scherspannung-Scherwinkel | $\frac{N}{mm^2} / [rad]$ |
| Biegesteifigkeit | *Elastic, type=Isotropic | E-Modul (aus Biegesteifigkeit) | $\frac{N}{mm^2}$ |
| Drucksteifigkeit | *Fabric | Druckspannung-Dehnung | $\frac{N}{mm^2} / [-]$ |
| Reibwert ply-ply | *Friction | Reibkoeffizient | $[-]$ |
| Reibwert tool-ply | *Friction | Reibkoeffizient | $[-]$ |

7.3 Validierung der Methode anhand des Bumperquerträgers

In diesem Kapitel erfolgt die Validierung der in Abbildung 137 dargestellten Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste anhand der Simulation des Bumperquerträgers, die in Abbildung 138 aufgezeigt wird. Im Gegensatz zu der Formung des DoubleDome ist hier generell kein Niederhalter vorgesehen. Das Werkzeug hat einen unten liegenden Stempel, auf dem das Halbzeug abgelegt wird (vgl. Abbildung 138, unten), bevor die Matrize von oben schließt. Die Vernetzung der Platine erfolgt anhand der Einheitszelle mit Checkerboard-Netz, die in Kapitel 5.1 näher erläutert wird. Die Einheitszelle hat eine Kantenlänge von 4 mm.

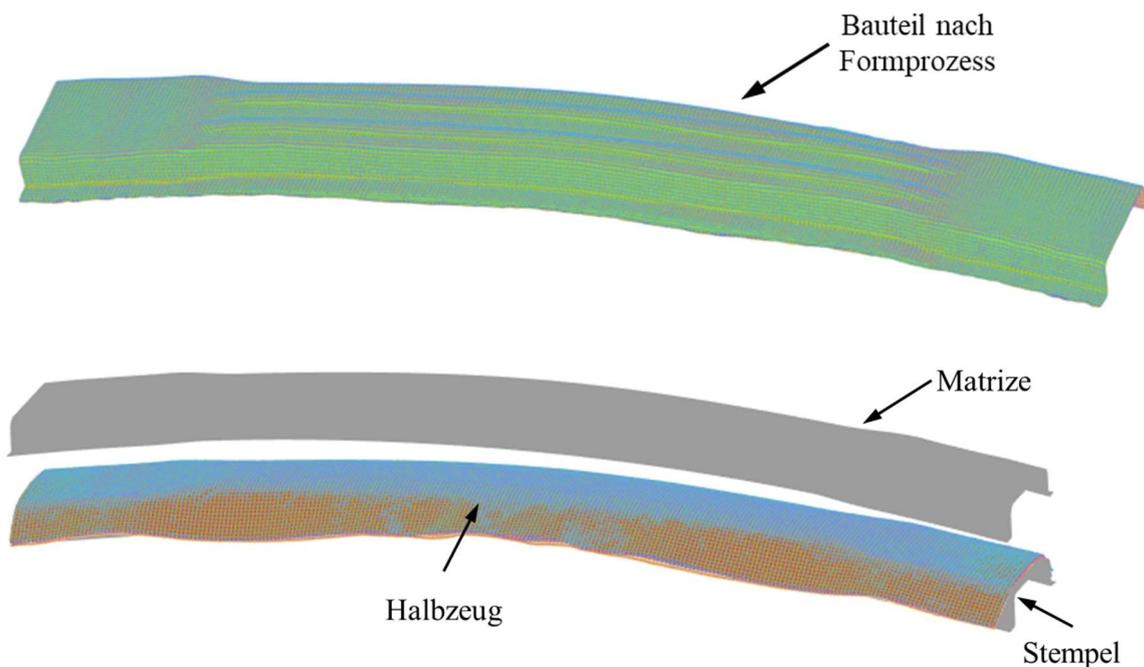


Abbildung 138: FE-Ergebnis Bumperquerträger (oben), Ablegen des Halbzeugs auf dem Stempel (unten)

Die Simulationen erfolgen anhand des PA6- Materials mit Rovinggewebe, das auch für die Formung des DoubleDome Bauteils verwendet worden ist und anhand eines PP-Materials, das die gleiche Glasfaserverstärkung mit Rovinggewebe aufweist.

Die Kennwertermittlung anhand des PP-Materials ist in Kapitel 4.3.2 für den *Bias-Extension-Test* und in Kapitel 4.4.2 für den *Cantilever-Bending-Test* beschrieben. Die Zugsteifigkeit ist identisch zu der des PA6-Materials, da diese anhand des trocknen Gewebes im Zugversuch ermittelt worden ist. Die Simulationsergebnisse hinsichtlich der maximalen Scherwinkel am Bauteil entsprechend der in Abbildung 119 (Kapitel 6.3.2) markierten Positionen 1-4 werden in Abbildung 139 dargestellt.

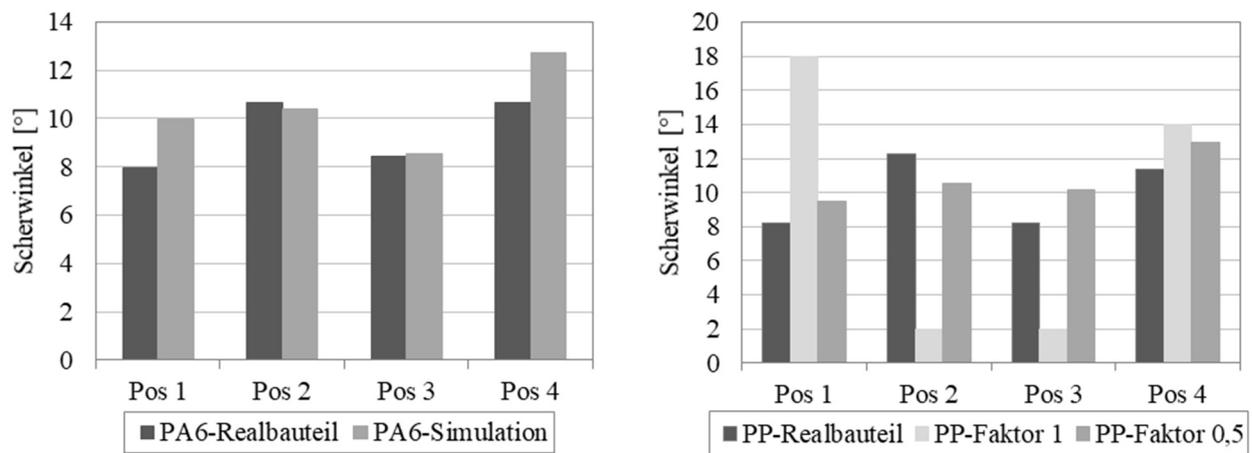


Abbildung 139: Vergleich der maximalen Scherwinkel beim Bumperquerträger:

- PA6 mit H/W=3 mit Skalierungsfaktor 1 (links)
- PP mit H/W=2 mit Skalierungsfaktor 1 und 0,5 (rechts)

Die Abweichung der maximalen Scherwinkel zwischen Realbauteil und Simulation liegen beim PA6-Material bei 2° und betragen somit ca. 20% (vgl. Abbildung 139, links). Die Abweichungen in den Positionen 2 und 3 betragen nur ca. 0,2°. Die verwendeten Scherspannung-Scherwinkel-Kurven für das PA6-Material sind im *Bias-Extension-Test* mit einem Längen-Breiten-Verhältnis der Proben von H/W=3 ermittelt worden.

Die Ermittlung der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven für das PP-Material sind mit einem Längen-Breiten-Verhältnis der Proben von H/W=2 durchgeführt worden. Die Simulationsergebnisse hinsichtlich der maximalen Scherwinkel, die in Abbildung 139 (rechts) dargestellt werden, zeigen merkbare Abweichungen zu den am Realbauteil gemessenen maximalen Scherwinkel. Die Skalierung der Scherspannung um Faktor 0,5 führt zu einer wesentlichen Verbesserung der Simulationsergebnisse. Diese betragen bei einer Abweichung von bis zu 2° ebenfalls ca. 20%.

Die Skalierung der Scherspannungen erfolgt in Analogie zu den Ergebnissen des DoubleDome Bauteils in Kapitel 7.1.1, um den Einfluss der Probengröße im *Bias-Extension-Test*, die eine

Änderung der Scherspannung und des kritischen Scherwinkels der Versuchsergebnisse zur Folge hat, auf die Ergebnisse der Formsimulation abzubilden.

Die Genauigkeit der Simulationsergebnisse kann anhand der Änderung der Eingangsdaten aus dem *Bias-Extension-Test* durch Anpassung der Probengröße verbessert werden. An dieser Stelle besteht weiterer Forschungsbedarf hinsichtlich der Mechanismen, die innerhalb der Probe beim Scherversuch stattfinden sowie deren Einfluss auf die auftretenden Scherspannungen und Scherwinkel sowie deren Zusammenhang zur Länge und Breite der Versuchsprobe.

Anhand der Simulation des Bumperquerträgers konnte aufgezeigt werden, dass die in dieser Arbeit entwickelte Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste geeignet ist, um das Formverhalten von Bauteilen aus FVT abzubilden und anhand weniger Materialversuche und Validierungsschritte ein FE-Modell für ein neues Material zu erstellen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Bauteile aus gewebeverstärkten Thermoplasten werden für verschiedene Leichtbauanwendungen eingesetzt. Nach Erwärmung oberhalb des Schmelzbereichs lassen sich diese mit Thermoformverfahren zu Bauteilen formen. Deren mechanische Eigenschaften werden durch die nach dem Formprozess vorliegenden Faserwinkel im Verstärkungsgewebe und Faltenbildung beeinflusst. Somit ist die Vorhersage der Faserwinkel und Faltenbildung mittels der FEM-Simulation ein bedeutender Bestandteil der Prozessentwicklung für die Herstellung von Bauteilen aus gewebeverstärkten Thermoplasten.

In dieser Arbeit wird die Entwicklung einer Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste anhand eines gewebeverstärkten Polyamid 6 vorgestellt, die den gesamten Prozess von der Charakterisierung der Materialparameter, der Entwicklung des FE-Modells sowie die Formung und Vermessung von Bauteilen zur Validierung und Erprobung der Methode beinhaltet.

Diese Schritte werden im Folgenden hinsichtlich der gewonnenen Erkenntnisse, die die Grundlage für die Entwicklung der Methode zur Formsimulation bilden, zusammengefasst:

Charakterisierung der Materialparameter

Die Methoden der Kennwertermittlung zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste oberhalb der Schmelztemperatur sind nicht genormt. In der Literatur werden verschiedene Methoden vorgestellt, die in dieser Arbeit untersucht und hinsichtlich ihrer Eignung zur Abbildung des Formverhaltens des FVT oberhalb der Schmelztemperatur untersucht werden. Auf dieser Grundlage erfolgt die Auswahl des *Bias-Extension-Tests* zur Ermittlung des Scherspannung-Scherwinkel-Verhaltens sowie des *Cantilever-Bending-Tests* zur Ermittlung der Biegesteifigkeit.

Das Längen-Breiten-Verhältnis der rechteckförmigen Probe des *Bias-Extension-Tests* ist nicht genormt. Anhand der Scherspannung-Scherwinkel-Kurven, die bei verschiedenen Probenproportionen ermittelt worden sind, wird ihr Einfluss auf die Höhe der Scherspannungen sowie den kritischen Scherwinkel, der das Einsetzen der Faltenbildung charakterisiert, verdeutlicht. Die Scherspannung und der kritische Scherwinkel beeinflussen wiederum die Simulationsergebnisse hinsichtlich der berechneten Faltenbildung und der Scherwinkel bei der Bauteilformung. Auf der Grundlage dieser Zusammenhänge wird der Einfluss der Probengröße im Scherversuch auf die Ergebnisse der Formsimulation dargestellt und diskutiert.

Der *Cantilever-Bending-Test* liefert mit der Überhanglänge, die aus der die Biegesteifigkeit berechnet werden kann, eine einfache Auswertung und Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse in das Simulationsmodell. Im entwickelten FE-Modell ist diese Eingabe ausreichend, um die Faltenbildung, die von der Biegesteifigkeit beeinflusst wird, abzubilden.

Der *Bias-Extension-Test* erfordert die Bestimmung des Scherwinkels der Probe während des Versuchs, der in einer Wärmekammer durchgeführt wird. Dafür wird eine Methode zur optischen Bildanalyse in MATLAB entwickelt, die anhand des Kontrasts zwischen Faser- und Matrixbereichen die Richtung der Fasern anhand eines Bildes bestimmt. Somit eignet sich diese Methode auch zur Vermessung der Scherwinkel von Bauteilen, die sich nicht in Bewegung befinden.

Vorhandene Verfahren benötigen dazu die Markierung der Probe mit einem gleichmäßigen Muster oder den Vergleich zweier Bilder mittels der digitalen Bildkorrelation zur Ermittlung der Verschiebung.

Entwicklung FE-Modell

Die vorliegende Forschungsarbeit fokussiert sich auf die Abbildung von gewebeverstärkten Polyamiden und Polypropylenen mit dem Solver ABAQUS/EXPLICIT. Vorhandene FEM-Modelle mit ABAQUS/EXPLICIT basieren auf der Programmierung von Subroutinen. Mit der Motivation einer einfachen und breiten Anwendbarkeit des Modells wird in dieser Forschungsarbeit das Ziel umgesetzt, ein FE-Modell zur Abbildung der Faltenbildung und Scherwinkel bei der Formsimulation nach dem Prinzip der Einheitszelle zu entwickeln. Diese besteht aus Membranelementen mit dem Materialmodell **Fabric* zur Abbildung der Zug-, Scher- und Drucksteifigkeit in der Ebene sowie Balkenelementen mit einem elastisch isotropen Materialmodell zur Abbildung der Biegesteifigkeit des FVT. Die Materialparameter können in das **Fabric*-Modell ohne Validierungsschritt aus den Versuchsdaten eingegeben werden. Die Balkenelemente stellen ein Ersatzmodell dar, bei dem die Biegesteifigkeit anhand des E-Moduls der Balkenelemente repräsentiert wird. Das Ersatzmodell erfordert lediglich einen Validierungsschritt, indem der E-Modul bei der Simulation des *Cantilever-Bending-Test* angepasst wird. Dies ist nur für eine Faserrichtung erforderlich, da die Anisotropie des FVT durch die Anordnung der Balkenelemente in Faserrichtung gegeben ist.

Sensitivitätsanalysen der Materialparameter zeigen, dass die Zug-, Scher- und Biegesteifigkeit, den größten Einfluss auf das Simulationsergebnis haben und eine genaue Charakterisierung erforderlich machen. Die Drucksteifigkeit sowie Reibwerte zeigen im Vergleich einen geringen Einfluss und werden mit Standardwerten belegt.

Formung und Vermessung von Bauteilen

Zur Validierung der Methode wird ein DoubleDome Bauteil ohne Niederhalter im Thermoformverfahren hergestellt und hinsichtlich der Faltenbildung mit einem Laserscanner und der Scherwinkel mit dem entwickelten MATLAB-Programm ausgewertet. Die aufgezeigte Quantifizierung

der Scherwinkel und Faltenbildung komplexer Bauteile bildet die Datenbasis zur Beurteilung der Vorhersagegenauigkeit des Simulationsmodells.

Anhand der Scherwinkel des DoubleDome Bauteils wird der Einfluss der Drehrichtung des Scherwinkels in positiver und negativer Richtung auf den Betrag des Scherwinkels untersucht. Eine positive Drehrichtung des Scherwinkels bedeutet die Vergrößerung des Faserwinkels von anfänglich 90°. Im Rahmen der *Bias-Extension-Tests* wird nachgewiesen, dass dieser mit einer geringeren Scherspannung bei größeren erreichbaren Scherwinkeln einhergeht und vom Probenzuschnitt abhängig ist. Die positive und negative Drehrichtung des Scherwinkels kann im FE-Modell abgebildet und deren Einfluss auf die Faltenbildung berücksichtigt werden.

Validierung der Methode

Die entwickelte Methode zur Formsimulation von FVT wird anhand der Simulation eines Bumperquerträgers aus einem gewebeverstärkten Polypropylen validiert. Die Eignung des Modells und deren einfache Handhabung hinsichtlich der Implementierung der Materialkennwerte werden nachgewiesen.

Die in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungen beziehen sich auf die Verwendung eines Glasfaserovinggewebes mit 2/2 Köperbindung. Für nachfolgende Forschungsarbeiten ist die Untersuchung weiterer Gewebearten und -materialien, wie sie im Rahmen der vorgestellten Materialversuche vergleichend bereits kurz beleuchtet worden sind, von Interesse. Insbesondere die Gültigkeit und Übertragbarkeit der im Rahmen des *Bias-Extension-Tests* erläuterten Zusammenhänge von Probengröße, Faserschlupf, Scherspannung und kritischem Scherwinkel auf andere Gewebearten und -materialien bieten ein großes Forschungsfeld. Dies gilt ebenso für die Verwendung der vorgestellten Methode der Bestimmung der Faserwinkel mit MATLAB. Insbesondere die Übertragbarkeit auf feinere Filamentgewebe bieten eine Herausforderung, da deren optische Erfassung durch die kleineren Faserbündel und Gewebemaschen erschwert ist.

Die in dieser Arbeit untersuchten Bauteile sowie die Quantifizierung der vorliegenden Faltenbildung und Faserwinkel bilden eine geeignete Basis zum Vergleich der Leistungsfähigkeit anderer Software zur Formsimulation gewebeverstärkter Thermoplaste.

9 Literaturverzeichnis

© Dassault Systèmes (2012): Abaqus Analysis User's Manual.

Akkerman, R.; Haanappel, S. P.; Sachs, U. (2018): History and future of composites forming analysis. In: *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* 406, S. 12003.

Akkerman, R.; Thije, R. ten; Rooij, M. de; Sachs, U. (2010): Friction in Textile Thermoplastic Composites Forming. In: *Recent Advances in Textile Composites*, S. 271–279.

Allaoui, S.; Boisse, P.; Chatel, S.; Hamila, N.; Hivet, G.; Soulat, D.; Vidal-Salle, E. (2011): Experimental and numerical analyses of textile reinforcement forming of a tetrahedral shape. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 42 (6), S. 612–622.

Amirbayat, J.; Hearle, J. (1989): The Anatomy of Buckling of Textile Fabrics: Drape and Conformability. In: *Journal of the Textile Institute* 80 (1), S. 51–70.

Automotive Center Südwestfalen (2022): Umformtechnik. Online verfügbar unter <https://www.acs-innovations.de/fachbereiche/umformtechnik>, zuletzt aktualisiert am 16.03.2022, zuletzt geprüft am 16.03.2022.

AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V. (2010): Handbuch Faserverbundkunststoffe. Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen. 3. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag.

Bai, R.; Colmars, J.; Chen, B.; Naouar, N.; Boisse, P. (2022): The fibrous shell approach for the simulation of composite draping with a relevant orientation of the normals. In: *Composite Structures* 285, S. 115202.

Baumard, T.; Menary, G.; Almeida, O. de; Martin, P.; Schmidt, F.; Bikard, J. (2019): Experimental characterization and modeling of the temperature and rate-dependent shear behaviour of powder-impregnated glass fiber/PA66 woven semipregs. In: *Composites Science and Technology* 180, S. 23–32.

Baumard, T.; Menary, G.; Almeida, O. de; Schmidt, F.; Martin, P.; Bikard, J. (2017): Towards a coupled heating-forming simulation of the thermoforming of thermoplastic composites. In: *AIP Conference Proceedings*.

Becker, G. W.; Braun, D.; Bottenbruch, L.; Binsack, R. (1998): Technische Thermoplaste. Polyamide. 4 Bände. München: Hanser (Kunststoffhandbuch, 3).

Bilbao, E. de; SOULAT, D.; Hivet, G.; Gasser, A. (2010): Experimental Study of Bending Behaviour of Reinforcements. In: *Exp Mech* 50 (3), S. 333–351.

Boisse, P.; Hamila, N.; Guzman-Maldonado, E.; Madeo, A.; Hivet, G.; Dell'Isola, F. (2017): The bias-extension test for the analysis of in-plane shear properties of textile composite reinforcements and preregs: a review. In: *International Journal of Material Forming* (10(4)), S. 473–492.

Boisse, P.; Hamila, N.; Vidal-Sallé, E.; Dumont, F. (2011): Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. Influence of tensile, in-plane shear and bending stiffnesses. In: *Composites Science and Technology* 71 (5), S. 683–692.

Boisse, P.; Zouari, B.; Daniel, J.-L. (2006): Importance of in-plane shear rigidity in finite element analyses of woven fabric composite preforming. In: *ACMC/SAMPE Conference on Marine Composites (MarComp) 2003* 37 (12), S. 2201–2212.

- Bond-Laminates (2014):** Material Data Sheet. Tepex® dynalite 102-RG600(x)/47% Roving Glass – PA 6 Consolidated Composite Laminate. Hg. v. Lanxess Energizing Chemistry. Online verfügbar unter http://bond-laminates.com/uploads/tx_lxsmatrix/mds_102-rg600_x_-47_.pdf, zuletzt geprüft am 04.12.2017.
- Bond-Laminates (2017):** Material Data Sheet. Tepex dynalite 104-RG600(x)/47% Roving Glass - PP Consolidated Composite Laminate. Hg. v. LANXESS Deutschland GmbH.
- Braun, D. (2015):** Größeneffekte bei strukturierten tribologischen Wirkflächen. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie (KIT).
- Breuer, U. P. (1997):** Beitrag zur Umformung gewebeverstärkter Thermoplaste. Dissertation. Universität Kaiserslautern, Kaiserslautern. Fachbereich für Maschinenbau und Verfahrenstechnik.
- Brühmann, J. (2015):** Sensitivitätsanalysen und Parameterstudien von Faserverstärkten Thermoplasten in HyperStudy. 9. HyperWorks Anwendertreffen für Hochschulen. Böblingen, 20.03.2015.
- Cao, J.; Akkerman, R.; Boisse, P.; Chen, J.; Cheng, H. S.; Graaf, E. F. de et al. (2008):** Characterization of mechanical behavior of woven fabrics: Experimental methods and benchmark results. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39 (6), S. 1037–1053. DOI: 10.1016/j.compositesa.2008.02.016.
- Cartwright, B. K.; de Luca, P.; Wang, J.; Stellbrink, K.; Paton, R. (1999):** Some Proposed Experimental Tests for use in Finite Element Simulation of Composite Forming. 12th International Conference On Composites Materials. Paris, 05.07.1999.
- Carvelli, V.; Pazmino, J.; Lomov, Stepan V.; Verpoest, I. (2012):** Deformability of a non-crimp 3D orthogonal weave E-glass composite reinforcement. In: *Composites Science and Technology* 73, S. 9–18.
- Chen, B.; Colmars, J.; Naouar, N.; Boisse, P. (2021a):** A hypoelastic stress resultant shell approach for simulations of textile composite reinforcement forming. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 149, S. 106558.
- Chen, H.; Li, S.; Wang, J.; Ding, A. (2021b):** A focused review on the thermo-stamping process and simulation progresses of continuous fibre reinforced thermoplastic composites. In: *Composites Part B: Engineering* 224, S. 109196.
- Chen, Q.; Boisse, P.; Park, C. H.; Saouab, A.; Bréard, J. (2011):** Intra/inter-ply shear behaviors of continuous fiber reinforced thermoplastic composites in thermoforming processes. In: *Composite Structures* 93 (7), S. 1692–1703.
- Christ, M. (2018):** Definition und Quantifizierung der Drapierbarkeit von multiaxialen Gelegen durch die Vermessung von Einzeleffekten. Doktorarbeit. Universität Bremen, Bremen. Faserinstitut Bremen (FIBRE).
- Dangora, L.; Sherwood, J.; Mitchell, C. (2014):** Application of a Discrete Mesoscopic Finite Element Approach to Investigate the Bending and Folging of Fiber-Reinforced Composite Materials during the Manufacturing Process. In: *Key Engineering Materials* (611-612), S. 324–331.
- de Luca, P.; Lefebure, P.; Pickett, A. K. (1998):** Numerical and Experimental Investigation of Some Press Forming Parameters of Two Fibre Reinforced Thermoplastics: APC2-AS4 and PEI-CETEX. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 29 (1-2), S. 101–110.
- Deng, T.; Zhang, W.; Jiang, W.; Zhou, He.; Huang, Z.; Peng, X. et al. (2021):** A hybrid lamination model for simulation of woven fabric reinforced thermoplastic composites solid-state thermo-stamping. In: *Materials & Design* 200, S. 109419.

- Denis, Y.; Guzman-Maldonado, E.; Morestin, F.; Hamila, N. (2019):** Ultraviolet Digital Image Correlation for Molten Thermoplastic Composites under Finite Strain. In: *Exp Mech* 59 (4), S. 439–451.
- Döbrich, O.; Gereke, T.; Diestel, O.; Krzywinski, S.; Cherif, C. (2014):** Decoupling the bending behavior and the membrane properties of finite shell elements for a correct description of the mechanical behavior of textiles with a laminate formulation. In: *Journal of Industrial Textiles* 44 (1), S. 70–84.
- Doerge, E.; Behrens, B.-A. (Hg.) (2010):** Handbuch Umformtechnik. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Domiskiene, J., Stradiene, E. (2005):** Investigation of Fabric Shear Behaviour. In: *FIBRES & TEXTILES in Eastern Europe* Vol. 13 (No. 2(50)).
- Dörr, D.; Brymerski, W.; Ropers, S.; Leutz, D.; Joppich, T.; Kärger, L.; Henning, F. (2017):** A Benchmark Study of Finite Element Codes for Forming Simulation of Thermoplastic UD-Tapes. In: *Procedia CIRP* 66, S. 101–106.
- Dörr, D.; Joppich, T.; Schirmaier, F.; Mosthaf, T.; Kärger, L.; Henning, F. (2016):** Sensitivity of material properties on wrinkling behavior and fiber reorientation of thermoplastic UD-Tape laminates during forming analyzed by Finite Element forming simulation. ECCM 17 - 17th European Conference on Composite Materials. Munich, Germany, 2016.
- Engel, B.; Brühmann, J. (2013):** Spring-in characteristics of thermoplastic composites with glass fiber fabric reinforcement. 19th International Conference On Composite Materials. Montreal, Canada, 2013.
- Engel, B.; Brühmann, J. (2015):** Vergleich verschiedener Modelle zur Formsimulation Faserverstärkter Thermoplaste anhand von Scher- und Biegeversuchen mit Abaqus/Explicit. CompoForm. FORMkubik GbR. municon, München, 12.05.2015.
- Engel, B.; Graef, J. (2015):** Different material models for intra-ply shear and double-dome FE forming analysis. In: *JEC Magazine* (No 100).
- Engel, B.; Graef, J. (2016):** Study of the bending stiffness of fibre-reinforced thermoplastics at forming temperature. In: *JEC Magazine* (102), S. 38–41.
- Engel, B.; Graef, J. (2017):** FE analysis of the influence of fiber orientation to shearing and wrinkling of fiber reinforced thermoplastic parts. In: *Key Engineering Materials* (Vol. 742), S. 732–739.
- Engel, B.; Graef, J. (2019):** Sensitivity Study of Material Input Data on FE Forming Results for Wrinkling and Shearing of Fiber Reinforced Thermoplastic Parts. In: *Key Engineering Materials* (Vol. 809), S. 500–505.
- Engel, B.; Soemer, E.; Foyisi, H.; Aldudak, F. (2014):** Investigation of fibre movement in molten polymer during shaping processes of thermoplastic composites. In: *Key Engineering Materials* (Vol. 611-612), S. 375–381.
- Erhard, G.; Strickle, E. (1972):** Kunststoffe 62.
- Ermanni, P. (2007):** Composites Technologien. Zürich: ETH Zürich.
- Fetfatsidis, K. A.; D. Soteropoulos; A. Petrov; C. J. Mitchell; Sherwood, J. A. (2012):** Using Abaqus/Explicit to Link the Manufacturing Process to the Final Part Quality for Continuous Fiber-Reinforced Composite Fabrics. SIMULIA Community Conference, 2012.

- Fetfatsidis, K. A.; Jauffrès, D.; Sherwood, J. A.; Chen, J. (2011):** Characterization of the tool/fabric and fabric/fabric friction for woven-fabric composites during the thermostamping process. In: *Int J Mater Form*.
- Fetfatsidis, Konstantine A.; Sherwood, James A.; Chen, J.; Jauffres, D. (2009):** Characterization of the fabric/tool and fabric/fabric friction during the thermostamping process. In: *Int J Mater Form* 2 (S1), S. 165–168.
- Forming Benchmark. Forming of a Double Dome (2005).** Online verfügbar unter <http://www.wovencomposites.org/>.
- Friedrich, K.; Hou, M.; Krebs, J. (1997):** Thermoforming of Continuous Fibre/Thermoplastic Composite Sheets. In: D. Bhattacharyya (Hg.): *Composite sheet forming*. Amsterdam [u.a.]: Elsevier (Composite materials series, 11), S. 92–162.
- Gamache, Lisa M.; Sherwood, James A.; Chen, Julie; Cao, Jian (2007):** Characterization of the Fabric/Tool and Fabric/Fabric Friction during the Thermostamping Process. In: *AIP Conference Proceedings* 907, S. 1068–1073.
- Gereke, T.; Döbrich, O.; Hübner, M.; Cherif, C. (2013):** Experimental and computational composite textile reinforcement forming: A review. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 46, S. 1–10.
- Gomeringer, R.; Kilgus, R.; Menges, V.; Oesterle, S.; Rapp, T.; Scholer, C. et al. (2022):** Tabellenbuch Metall. Mit Formelsammlung. 49. Auflage. Haan: Europa-Lehrmittel.
- Gorczyca, J. L. (2004):** Modeling of Friction and Shear in Thermostamping of Composites - Part I. In: *Journal of Composite Materials* 38 (21), S. 1911–1929.
- Graef, J.; Engel, B. (2021):** Challenges Of Shear Characterization In The Bias Extension Test Of Fibre Reinforced Thermoplastics. SAMPE Europe Conference 2021. Baden/Zürich - Switzerland, 2021.
- Graef, J.; Engel, B. (2022):** The influence of the sample size of bias extension tests on the results of forming simulations of fiber-reinforced thermoplastics. ESAFORM 2022. Braga, Portugal, April 2022.
- Graef, J.; Weiß, B.; Engel, B. (2021):** Measurement of fiber wrinkles and shear angles of Double Dome forming parts. 24th International Conference on Material Forming (ESAFORM 2021). Liege, Belgien, 14.04.2021.
- Grubenmann, M.; Heingärtner, J.; Hora, P.; Bassan, D. (2018):** Influence of temperature on in-plane and out-of-plane mechanical behaviour of GFRP composite. In: *J. Phys.: Conf. Ser.* 1063, S. 12146.
- Guzman-Maldonado, E.; Hamila, N.; Boisse, P.; Bikard, J. (2015):** Thermomechanical analysis, modelling and simulation of the forming of pre-impregnated thermoplastics composites. In: *ACMC/SAMPE Conference on Marine Composites (MarComp) 2003* *ACMC/SAMPE Conference on Marine Composites (MarComp) 2003* 78, S. 211–222.
- Guzman-Maldonado, E.; Hamila, N.; Naouar, N.; Moulin, G.; Boisse, P. (2016):** Simulation of thermoplastic prepreg thermoforming based on a visco-hyperelastic model and a thermal homogenization. In: *Materials & Design* 93, S. 431–442.
- Guzman-Maldonado, E.; Xiong, H.; Hamila, N.; Boisse, P. (2018):** Modélisation du procédé de thermoestampage de composites préimprégnés à matrice thermoplastique. In: *Revue des composites et des matériaux avancés* 28 (1), S. 9–33.

- Haanappel, S. P.; Thije, R. ten; Akkerman, R. (2010):** Forming predictions of ud reinforced thermoplastic laminates. In: 14th European Conference on composite Materials, Paper ID: 367-ECCM14. European Conference on composite Materials. Budapest, Hungary, 7-10.06.2010.
- Hamila, N.; Boisse, P.; Sabourin, F.; Brunet, M. (2009):** A semi-discrete shell finite element for textile composite reinforcement forming simulation. In: *Int. J. Numer. Meth. Engng* 79 (12), S. 1443–1466.
- Harrison, P. (2016):** Modelling the forming mechanics of engineering fabrics using a mutually constrained pantographic beam and membrane mesh. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 81, S. 145–157.
- Harrison, P.; Alvarez, M. F.; Anderson, D. (2018):** Towards comprehensive characterisation and modelling of the forming and wrinkling mechanics of engineering fabrics. In: *International Journal of Solids and Structures* 154, S. 2–18.
- Harrison, P.; Clifford, M. J.; Long, A. C. (2004):** Shear characterisation of viscous woven textile composites: a comparison between picture frame and bias extension experiments. In: *Composites Science and Technology* 64 (10-11), S. 1453–1465.
- Harrison, P.; Gomes, P.; Correia, R.; Abdiwi, F.; Yu, W. R. (2012):** Press forming the double-dome benchmark geometry using a 0/90 uniaxial cross-ply advanced thermoplastic composite. ECCM15- 15th European Conference on Composite Materials. Venice, Italy, 24.06.2012.
- Harrison, P.; Tan, M. K.; Long, A. C. (2005):** Kinematics of Intra-Ply Slip in Textile Composites during Bias Extension Tests. 8th international ESAFORM Conference on Material Forming. Cluj-Napoca, Romania, 2005.
- Harrison, P.; Thije, R. ten; Long, A. C.; Akkerman, R. (2009):** Characterisation and modelling friction at the tool-ply interface for thermoplastic woven composites. NATO Advanced Research Workshop: Use of Textile Composites Technology for Safer Vehicles. Kiev, Ukraine, 2009.
- Harrison, P.; Wiggers, J.; Long, A. C.; Clifford, M. J. (2002):** INTERNAL TEST STANDARD. Continuous fibre reinforced composites. Determination of the in-plane shear stress response to shear strain and shear strain rate, using the picture-frame test.
- Hearle, J.W.S.; Amirbayat, J. (1986):** Analysis of Drape by Means of Dimensionless Groups. In: *Textile Research Journal* 56 (12), S. 727–733.
- Hedfi, H.; Ghith, A.; Salah, H.B.H. (2011):** Study of dynamic drape behaviour of fabric using FEM. In: *IJEST* 3 (8), S. 6554–6563.
- Hivet, G.; Duong, A. V. (2011):** A contribution to the analysis of the intrinsic shear behavior of fabrics. In: *Journal of Composite Materials* 45 (6), S. 695–716.
- Hübner, M.; Diestel, O.; Sennwald, C.; Gereke, T.; Cherif, C. (2012):** Simulation of the Drapability of Textile Semi-Finished Products with Gradient-Drapability Characteristics by Varying the Fabric Weave. In: *FIBRES & TEXTILES in Eastern Europe* 20 (5(94)), S. 88–93.
- Ilg, C.; Sola, E.; Haufe, A.; Karajan, N.; Demnitz, K.; Gude, M. (2018):** Thermoplastic Fiber Reinforced Plastics: Material Characterization And Draping Simulation. 15. LS-Dyna Forum. Bamberg, 2018.
- Jauffrès, D.; Sherwood, J. A.; Morris, C. D.; Chen, J. (2010):** Discrete mesoscopic modeling for the simulation of woven-fabric reinforcement forming. In: *Int J Mater Form* (3 (Suppl. 2)), S. 1205–1216.
- Khan, M. A.; Mabrouki, T.; Boisse, P. (2009):** Numerical and experimental forming analysis of woven composites with double dome benchmark. In: *Int J Mater Form*, 2:201-204.

- Khan, M. A.; Pasco, C.; Reynolds, N.; Kendall, K. (2021):** Shear deformability characteristics of a rapid-cure woven prepreg fabric. In: *Int J Mater Form* 14 (1), S. 133–142.
- Klöppel, T. (2017):** Recent Developments and Application of *MAT_REINFORCED_THERMOPLASTIC. 11th European LS-Dyna Conference. Salzburg, Austria, 09.05.2017.
- Klöppel, T.; Haufe, A.; Liebold, C. (2016):** Drapiersimulationen mit LS-DYNA. Sitzung der AG Composite Simulation. DYNAMore GmbH Stuttgart. Denkendorf, 06.07.2016.
- LANXESS Deutschland GmbH (2021):** CAMPUS Datenblatt. Tepex dynalite 101-RG600(X)/47. Online verfügbar unter www.campusplastics.com, zuletzt aktualisiert am 13.10.2021.
- Laun, H. M. (1979):** Das viskoelastische Verhalten von Polyamid-6-Schmelzen. In: *Rheol. Acta* (18), S. 478–491.
- Launay, J.; Hivet, G.; Duong, A. V.; Boisse, P. (2008):** Experimental analysis of the influence of tensions on in plane shear behaviour of woven composite reinforcements. In: *Composites Science and Technology* 68 (2), S. 506–515.
- Le Meur, K.; Boisse, P.; Roua, C. (2015):** Simulation of the thermo-stamping process. 20th International Conference on Composite Materials. Copenhagen, 19.07.2015.
- Lebrun, G.; Bureau, M.; Denault, J. (2004):** Thermoforming-Stamping of Continuous Glass Fiber/Polypropylene Composites: Interlaminar and Tool-Laminate Shear Properties. In: *J thermoplast compos* 17 (2), S. 137–165.
- Lebrun, G.; Bureau, M. N.; Denault, J. (2003):** Evaluation of bias-extension and picture-frame test methods for the measurement of intraply shear properties of PP/glass commingled fabrics. In: *Composite Structures* 61 (4), S. 341–352.
- Lechner, M. D.; Gehrke, K.; Nordmaier, E. H. (2014):** Makromolekulare Chemie. Ein Lehrbuch für Chemiker, Physiker, Materialwissenschaftler und Verfahrenstechniker. 5. Aufl.: Springer Spektrum.
- Lee, W.; Cao, J. (2009):** Numerical simulations on double-dome forming of woven composites using the coupled non-orthogonal constitutive model. In: *Int J Mater Form* 2 (S1), S. 145–148.
- Lee, W.; Padvoiskis, J.; Cao, J.; Luycker, E. de; Boisse, P.; Morestin, F. (2008):** Bias-extension of woven composite fabrics. In: *Int J Mater Form* (Suppl. 1), S. 895–898.
- Leutz, D. M. (2016):** Forming simulation of AFP material layups: Material characterization, simulation and validation. Dissertation. TU München, München. Lehrstuhl für Carbon Composites (LCC).
- Liang, B.; Hamila, N.; Boisse, P. (2015):** The Bending Behaviour Characterisation of Thermoplastic Prepregs and its Influence on the Wrinkling. In: *KEM* 651-653, S. 356–362.
- Liang, B.; Hamila, N.; Peillon, M.; Boisse, P. (2014):** Analysis of thermoplastic prepreg bending stiffness during manufacturing and of its influence on wrinkling simulations. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 67, S. 111–122.
- Lomov, S. V.; Boisse, Ph.; Deluycker, E.; Morestin, F.; Vanclooster, K.; Vandepitte, D. et al. (2008):** Full-field strain measurements in textile deformability studies. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39 (8), S. 1232–1244.
- Long, A. C. (2007):** Composites forming technologies. Cambridge: Woodhead Publishing. Online verfügbar unter <http://www.worldcat.org/oclc/77258416>.
- LSTC (2018):** LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL VOLUME II. Material Models. LS-DYNA R11. Livermore Software Technology Corporation.

- Machado, M.; Fischlschweiger, M.; Major, Z. (2016):** A rate-dependent non-orthogonal constitutive model for describing shear behaviour of woven reinforced thermoplastic composites. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 80, S. 194–203.
- Milani, A. S.; Nemes, J. A.; Lebrun, G.; Bureau, M. N. (2009):** A comparative analysis of a modified picture frame test for characterization of woven fabrics. In: *Polym. Compos.*, NA.
- Mitscherling, J. (1991):** Theoretische Modellbildung zum Umformen thermoplastischer Gewebeprepress. Dissertation: Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen.
- Neitzel, M.; Mitschang, P.; Breuer, U. (Hg.) (2014):** Handbuch Verbundwerkstoffe. Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung. München: Carl Hanser Verlag.
- Nishi, M.; Hirashima, T. (2015):** Forming simulation of textile composites using LS-DYNA. 10th European LS-DYNA Conference. Würzburg, Germany, 2015.
- Nishi, M.; Hirashima, T.; Kurashiki, T. (2014a):** Textile composite reinforcement forming analysis considering out-of-plane bending stiffness and tension dependent in-plane shear behavior. ECCM16 - 16th EUROPEAN CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS. Seville, Spanien, 22.06.2014.
- Nishi, M.; Hirashima, T.; Kurashiki, T.; Kurose, M.; Kaburagi, T.; Ueneshi, K. (2015):** Thermoforming simulation of thermoplastic pre-impregnated textile reinforcement. 20th International Conference on Composite Materials. Copenhagen, 19.07.2015.
- Nishi, M.; Kaburagi, T.; Kurose, M.; Hirashima, T., Kurashiki, T. (2014b):** Forming Simulation of Thermoplastic Pre-Impregnated Textile Composite. In: *International Journal of Chemical, Nuclear, Metallurgical and Materials Engineering* 8 (8).
- Nishi, M.; Wang, S.; Dougherty, S. (2018):** Forming Simulation for Fiber Reinforce Thermoplastic with Introduction to J-Composites. 15th International LS-DYNA Users Conference. Detroit, USA, 2018.
- Nosrat-Nezami, F.; Gereke, T.; Eberdt, C.; Cherif, C. (2014):** Characterisation of the shear-tension coupling of carbon-fibre fabric under controlled membrane tensions for precise simulative predictions of industrial preforming processes. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 67, S. 131–139.
- Parodi, E.; Govaert, L. E.; Peters, G.W.M. (2017):** Glass transition temperature versus structure of polyamide 6: A flash-DSC study. In: *Thermochimica Acta* 657, S. 110–122.
- Pazmino, J.; Carvelli, V.; Lomov, S. V. (2014):** Formability of a non-crimp 3D orthogonal weave E-glass composite reinforcement. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 61, S. 76–83.
- Peng, X.; Cao, J. (2003):** Bias Extension Test Standard. Northwestern University, Evanston, IL.
- Peng, X.; Rehman, Z. U. (2011):** Textile composite double dome stamping simulation using a non-orthogonal constitutive model. In: *Composites Science and Technology* 71 (8), S. 1075–1081.
- Pickett, A. K. (2012):** Model calibration. Composites material model 140 for draping simulation. Online verfügbar unter http://www2.ifb.uni-stuttgart.de/fem/Ex_Materials/CompositesDraping_Mat140/CompositeForming_Mat140_V2.pdf, zuletzt geprüft am 12.06.2014.
- Picu, C.; Ganghoffer, J.-F. (Hg.) (2020):** Mechanics of Fibrous Materials and Applications. Cham: Springer International Publishing (596).
- Pierik, R.; Grouve, W.; Wijskamp, S.; Akkerman, R. (2021):** On the origin of start-up effects in ply-ply friction for UD fiber-reinforced thermoplastics in melt. In: *ESAFORM 2021*.

- Poppe, Christian; Dörr, Dominik; Henning, Frank; Kärger, Luise (2018):** Experimental and numerical investigation of the shear behaviour of infiltrated woven fabrics. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 114, S. 327–337.
- Potluri, P.; Parlak, I.; Ramgulam, R.; Sagar, T. V. (2006):** Analysis of tow deformations in textile preforms subjected to forming forces. In: *Composites Science and Technology* 66 (2), S. 297–305.
- Rietman, B.; Haanappel, S. P.; Thije, R. ten; Akkerman, R. (2012):** Forming Simulation Sensitivity Study of the Double-Dome Benchmark Geometry. In: *KEM* 504-506, S. 301–306.
- Sachs, U.; Akkerman, R.; Fetfatsidis, K.; Vidal-Sallé, E.; Schumacher, J.; Ziegmann, G. et al. (2014a):** Characterization of the dynamic friction of woven fabrics: Experimental methods and benchmark results. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 67, S. 289–298.
- Sachs, U.; Akkerman, R.; Haanappel, S. P. (2014b):** Bending characterisation of UD composites.
- Sargent, J.; Chen, J.; Sherwood, J.; Cao, J.; Boisse, P.; Willem, A. et al. (2010):** Benchmark Study of Finite Element Models for Simulating the Thermoforming of Woven-Fabric Reinforced Composites. In: *Int J Mater Form* 3 (S1), S. 683–686.
- Schirmaier, Fabian (2017):** Experimentelle Untersuchung und Simulation des Umformverhaltens nähgewirkter unidirektionaler Kohlenstofffasergelege. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe. Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST).
- Schommer, D.; Duhovic, M.; Hausmann, J. (2015):** Modeling non-isothermal thermoforming of fabric-reinforced thermoplastic composites. 10th European LS-DYNA Conference. Würzburg, Germany, 2015.
- Schürmann, H. (2007):** Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. 2. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer.
- Sharma, S.B; Sutcliffe, M.P.F (2004):** A simplified finite element model for draping of woven material. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 35 (6), S. 637–643.
- Sidhu, R.M.J.S; Averill, R.C; Riaz, M.; Pourboghrat, F. (2001):** Finite element analysis of textile composite preform stamping. In: *Composite Structures* 52 (3-4), S. 483–497.
- Sisca, L.; Locatelli Quacchia, P. T.; Messana, A.; Airale, A. G.; Ferraris, A.; Carello, M. et al. (2020):** Validation of a Simulation Methodology for Thermoplastic and Thermosetting Composite Materials Considering the Effect of Forming Process on the Structural Performance. In: *Polymers* 12 (12).
- Soteropoulos, D.; Fetfatsidis, K.; Sherwood, J. A.; Langworthy, J. (2011):** Digital method of analyzing the bending stiffness of non-crimp fabrics. 14th International ESAFORM Conference on Material Forming. Belfast, United Kingdom, 27.04.2011.
- Stamopoulos, A.; Di Ilio, A. (2021):** Numerical and experimental analysis of the thermoforming process parameters of semi-spherical glass fibre thermoplastic parts. In: *Procedia CIRP* 99, S. 420–425.
- Striebeck, R. (1902):** Die wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager. In: *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure* (46), S. 1341–1348.
- Sundquist, D. J. (2017):** The Inter-Laminar Shearing Effect on Wrinkle Development in Composite Forming Processes. Dissertation. Washington University, St. Louis.
- Sutcliffe, M.P.F.; Lemanski, S. L.; Scott, A. E. (2012):** Measurement of fibre waviness in industrial composite components. In: *Composites Science and Technology* 72 (16), S. 2016–2023.

- Taha, I.; Abdin, Y.; Ebeid, S. (2013):** Comparison of picture frame and Bias-Extension tests for the characterization of shear behaviour in natural fibre woven fabrics. In: *Fibers Polym* 14 (2), S. 338–344.
- Tahal, I.; Abdin, Y.; Ebeid, S. (2012):** Prediction of Draping Behavior of Woven Fabrics over Double-Curvature Moulds Using Finite Element Techniques. In: *International Journal of Material and Mechanical Engineering* 1, S. 25–31.
- ten Thijsse, R.; Akkerman, R.; Meer, L.; Ubbink, M. P. (2008):** Tool-ply friction in thermoplastic composite forming. In: *Int J Mater Form* 1 (S1), S. 953–956.
- ten Thijsse, R. (2011):** Multi-layer thermoplastic composites manufacturing processes: simulations and experiments. In: *32nd SAMPE Europe International Technical Conference & Forum (SEICO 11)*, S. 173–180.
- ten Thijsse, R.; Akkerman, R. (2009):** Design of an experimental setup to measure tool-ply and ply-ply friction in thermoplastic laminates. In: *Int J Mater Form* 2 (S1), S. 197–200.
- Vanclooster, K.; Lomov, S. V.; Verpoest, I. (2008):** Investigation of interply shear in composite forming. In: *Int J Mater Form* 1 (S1), S. 957–960.
- Wang, J.; Page, J. R.; Paton, R. (1998):** Experimental investigation of the draping properties of reinforcement fabrics. In: *Composites Science and Technology* 58 (2), S. 229–237.
- Wang, P.; Hamila, N.; Pineau, P.; Boisse, P. (2014):** Thermomechanical analysis of thermoplastic composite prepregs using bias-extension test. In: *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 27 (5), S. 679–698.
- Wang, Peng; Hamila, Nahiène; Boisse, Philippe (2013):** Thermoforming simulation of multilayer composites with continuous fibres and thermoplastic matrix. In: *Composites Part B: Engineering* 52, S. 127–136.
- Wester, H.; Chugreev, A.; Moritz, J.; Behrens, B.-A. (2018):** Experimental and Numerical Investigations on the Material Behaviour of Fibre-Reinforced Plastics and Steel for a Multi-material Compound Production. In: *Advances in Production Research*, S. 218–227.
- Willems, A.; Lomov, S. V.; Vandepitte, D.; Verpoest, I. (2006):** Double dome forming simulation of woven textile composites. 9th International Conference on Material Forming ESAFORM 2006, 2006.
- Willems, A.; Lomov, S. V.; Verpoest, I.; Vandepitte, D. (2008a):** Optical strain fields in shear and tensile testing of textile reinforcements. In: *Composites Science and Technology* 68 (3-4), S. 807–819.
- Willems, A.; Lomov, S. V.; Verpoest, I.; Vandepitte, D.; Harrison, P.; Yu, W. R. (2008b):** Forming simulation of a thermoplastic commingled woven textile on a double dome.

10 Betreute studentische Arbeiten

In der vorliegenden Arbeit sind Ergebnisse enthalten, die im Rahmen der Betreuung folgender studentischer Studien- und Abschlussarbeiten entstanden sind:

Heupel, O. (2017): Entwicklung eines Systems zur optischen Erfassung der Faserorientierung und Berechnung der Scherwinkel auf ebenen Flächen. Bachelorarbeit (unveröffentlicht). Universität Siegen, Siegen. Lehrstuhl für Umformtechnik.

Kemper, S. (2015): Charakterisierung der Biegesteifigkeit von Faserverstärkten Thermoplasten bei Formtemperatur. Bachelorarbeit (unveröffentlicht). Universität Siegen, Siegen. Lehrstuhl für Umformtechnik.

Reiswich, A. (2015): Charakterisierung des Zwischenschichtgleitens an faserverstärkten Thermoplasten. Bachelorarbeit (unveröffentlicht). Universität Siegen, Siegen. Lehrstuhl für Umformtechnik.

Reiswich, A. (2017): Untersuchung der Rahmenbedingungen für die Durchführbarkeit von Bias-Extension-Tests bei faserverstärkten Thermoplasten. Masterarbeit (unveröffentlicht). Universität Siegen, Siegen. Lehrstuhl für Umformtechnik.

Schäfer, J. (2014): Entwicklung einer Versuchsvorrichtung zur Ermittlung der Biegesteifigkeit an Faserverstärkten Thermoplasten. Masterarbeit (unveröffentlicht). Universität Siegen, Siegen. Lehrstuhl für Umformtechnik.

Schulte, C. (2015): Entwicklung eines Formprozesses für faserverstärkte Thermoplaste. Bachelorarbeit (unveröffentlicht). Universität Siegen, Siegen. Lehrstuhl für Umformtechnik.

Weber, S. (2012): Ermittlung von Prozessabhängigen Reibwerten bei der Umformung faserverstärkter Thermoplaste (FVT). Bachelorarbeit (unveröffentlicht). Universität Siegen, Siegen. Lehrstuhl für Umformtechnik.

Weiß, B. (2020): Ermittlung der Faserwinkel und Faltenbildung an Demonstrator-Bauteilen aus faserverstärkten Thermoplasten. Bachelorarbeit (unveröffentlicht). Universität Siegen, Siegen. Lehrstuhl für Umformtechnik.

Weiß, B. (2022): Anwendung und kritische Überprüfung einer Methode zur Formsimulation faserverstärkter Thermoplaste. Masterarbeit (unveröffentlicht). Universität Siegen, Siegen. Lehrstuhl für Umformtechnik.

11 Normen und Richtlinien

| | |
|-------------------|--|
| DIN 53362:2003-10 | Bestimmung der Biegesteifigkeit - Verfahren nach Cantilever. |
| ASTM D 1388-96: | Standard Test Method for Stiffness of Fabrics |

Zum Band:

Die vorliegende Arbeit fokussiert sich auf die Entwicklung eines FE-Modells zur Abbildung des Formverhaltens gewebeverstärkter Polyamide und Polypropylen mit ABAQUS/EXPLICIT und der Materialversuche zur Charakterisierung der Scher-, Zug-, Druck- und Biegesteifigkeiten bei Formtemperatur in einer Wärmekammer. Zur Validierung des Modells werden Formversuche eines DoubleDome Demonstrators an einer Presse durchgeführt und die Ausprägung der Faserwinkel und Falten des fertigen Bauteils quantifiziert. Dies umfasst die Entwicklung eines Programms zur Ermittlung der Faserwinkel von Bauteilen und Proben der Materialversuche.

Zur Autorin:

Nach dem Bachelor- und Masterstudium Maschinenbau mit den Schwerpunkten Automobiltechnik und integrierte Produktentwicklung war Jasmin Graef wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl für Umformtechnik der Universität Siegen und Ansprechpartnerin für das Thermoformen, die Simulation sowie die Materialcharakterisierung faser-verstärkter Thermoplaste.