

Bewertung von langfaserverstärkten Kunststoff-Metall-Hybridverbunden auf der Basis des Verformungs- und Versagensverhaltens

Zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
der Fakultät für Maschinenbau
des Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Hanna Paul geb. Eisler

Tag der mündlichen Prüfung: 2. Dezember 2013
Hauptreferent: Prof. Dr. Frank Henning
Korreferent: Prof. Dr. Ralf B. Wehrspohn

Bewertung von langfaserverstärkten Kunststoff-Metall-Hybridverbunden auf der Basis des Verformungs- und Versagensverhaltens

Hanna Paul

Dezember 2013

Die vorliegende Dissertation wird im
Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik
IWM als wissenschaftlicher Bericht mit
folgender Berichtsnummer geführt:

1016/2013

Fraunhofer-Institut
für Werkstoffmechanik IWM
Wöhlerstraße 11
79108 Freiburg

Kurzfassung

In den letzten Jahren hat das Thema Leichtbau gerade im Automobilbau stark an Bedeutung gewonnen. Gewichtsoptimierung kann durch den Einsatz verschiedener Werkstoffe, wie faserverstärkte Kunststoffe oder hochfeste Stähle, erreicht werden, aber auch Kombinationen von Werkstoffen in einem Bauteil zeigen ein hohes Leichtbaupotential. Eine Möglichkeit sind dabei Kunststoff-Metall-Hybridverbunde. In dieser Arbeit werden weiterentwickelte integrativ gefertigte langfaserverstärkte Kunststoff-Metall-Hybridverbunde untersucht. Zusätzlich zur heute typischen Kraftübertragung zwischen Kunststoff und Metall mit Kraftschluss und Formschluss werden Verbindungen mit Stoffschluss und kombinierte Verbindungen untersucht. Bei einer kraftschlüssigen Verbindung werden die sich durch den Herstellprozess ergebenden Eigenspannungen gezielt zur Kraftübertragung genutzt. Ein Formschluss entspricht einer Art „Kunststoffbolzen“, welcher über das Durchfließen von Durchbrüchen im Metall mit Kunststoff entsteht. Die stoffschlüssige Verbindung basiert auf den adhäsiven Eigenschaften der Kunststoffmatrix. Ziel der grundlegenden Untersuchungen ist zum einen eine Basis für eine Analyse des Potentials der einzelnen Verbindungsarten zu schaffen und bei der Auswahl der optimalen Verbindungsart bei gegebenen Randbedingungen zu unterstützen.

Durch experimentelle Untersuchungen wird zunächst gezeigt, wie sich die Verbindungsmechanismen auf das Verformungs- und Versagensverhalten auswirken und welches Verhalten sich bei Kombination der Mechanismen ergibt. Die grundlegenden Untersuchungen erfolgten an einem langfaserverstärkten Polyamid 6.6. Die Übertragbarkeit der gewonnenen Erkenntnisse auf andere Materialsysteme wird über Auszugversuche mit einem langfaserverstärkten Polypropylen und einem duromeren Sheet Moulding Compound nachgewiesen. In einem zweiten Teil werden Simulationsmodelle der einzelnen Verbindungsmechanismen aufgebaut. Die Methoden werden dabei so ausgewählt, dass auch Kombinationen der Mechanismen berechnet werden können. Mit den Erkenntnissen aus Experiment und Simulation wird abschließend eine Analyse des Einsatzpotentials der einzelnen Verbindungsmechanismen basierend auf dem Verformungs- und Versagensverhalten durchgeführt. Es zeigt sich, dass die stoffschlüssige Verbindung bezüglich Steifigkeit und Festigkeit Vorteile gegenüber der formschlüssigen bietet. Durch eine geeignete Kombination von Formschluss und Stoffschluss kann der Nachteil der geringen Energieaufnahme und des schlagartigen Versagens der stoffschlüssigen Verbindung ausgeglichen werden.

Abstract

In the last years lightweight constructions have gained in importance especially in the automotive sector. Reduction in weight can be achieved using materials like fibre reinforced plastics or high strength steels, also combining materials in hybrid components leads to a high potential for weight reduction. One possibility is the combination of polymer and metal in one component. In this work long fibre reinforced polymer metal hybrids are analyzed. In addition to the classical joining with force fit and mechanical interlocking, joints based on direct adhesion and combinations are investigated. Force fit is established with the residual stresses due to the manufacturing process. For the direct adhesion the adhesive behaviour of the polymer matrix is used. The mechanical interlocking is established with cut outs in the metal part. The polymer, which has flown through the cut out, is acting as a „polymer bolt“. The aim of the basic investigations is to provide a basis for an evaluation of the potential of the different joining mechanisms and to support the selection of best joining for a given problem.

In this work the deformation and damage behaviour of long fibre reinforced polymer metal hybrids based on the joining mechanisms force fit, direct adhesion and mechanical interlocking is experimentally examined. The influence of the single mechanisms and of combinations on the deformation and damage behaviour is shown. The basic investigations have been performed with a long fibre reinforced polyamid 6.6. The transferability of findings to other material systems is shown with pull-out tests with a long fiber reinforced polypropylene and a thermoset sheet moulding compound. In a second step simulation models of the joining mechanisms are developed. With the methods used here combinations of the mechanisms can be simulated as well. With the findings of experiments and simulations an evaluation of the potential of the joining mechanisms based on the deformation and damage behaviour has been performed. The results show that regarding stiffness and strength joints based on direct adhesion have a high potential. Using a combination of direct adhesion and mechanical interlocking the disadvantage of low energy absorption and sudden failure of a joint consisting of direct adhesion only, can be compensated.

Danksagung

Mein Dank geht an Prof.-Dr. Frank Henning für die Übernahme des Hauptreferats. Die Gespräche mit ihm und seine Rückmeldungen haben mich stets in meinem Weg begleitet. Bei Prof.-Dr. Ralf Wehrspohn möchte ich mich für die Übernahme des Korreferats und die finanzielle Unterstützung im Rahmen der kooperativen Dissertationen am IWM bedanken. Ohne diese Finanzierung wäre diese Arbeit in dieser Form nicht möglich gewesen. Mein ganz besonderer Dank geht an meinen Gruppenleiter Dr. Michael Luke. Er hat mir meinen Freiraum gelassen und mich immer in meinen Vorhaben bekräftigt. Durch seine Unterstützung konnte ich mich und meine Arbeit nach meinen Ideen weiterentwickeln.

Für sehr konstruktive und fruchtbare Gespräche möchte ich mich bei Prof.-Dr. Peter Gumbsch, Prof.-Dr. Herman Riedel, Dr. Jörg Hohe, Dr. Bärbel Thielicke, Dr. Silke Sommer und Sascha Fliegener bedanken. Diese fachlichen Gespräche und Auseinandersetzungen haben mir bei der inhaltlichen Weiterentwicklung meiner Arbeit sehr geholfen. Ganz besonders danke ich den Kollegen aus dem technischen Bereich für ihre Unterstützung. Namentlich möchte ich mich hier bei Michael Burdack, Michael Deissenbeck und Klaus Krebsler bedanken.

Alle in dieser Arbeit geprüften Proben wurden im Rahmen des Innovationsclusters KITE hyLITE am Fraunhofer ICT hergestellt. Für die zuverlässige Probenherstellung geht mein Dank an Manfred Reif. Nur durch die immer termingerechte Herstellung der Proben konnte meine Arbeit in diesem Zeitrahmen entstehen. Durch die Finanzierung der Arbeit hatte ich die Möglichkeit eng mit den Kollegen des Fraunhofer IWM in Halle zusammenarbeiten. Ich möchte mich hier besonders bei Ralf Schlimper für den unkomplizierten und kollegialen Umgang bedanken.

Last but not least möchte ich mich bei meiner Familie bedanken. Bei meinem Vater Klaus Eisler für die Unterstützung, die ich von ihm für diese Arbeit und in den letzten 29 Jahren erhalten habe. Ihm und meiner Mutter habe ich sehr viel zu verdanken. Bei meinem Mann Christian Paul möchte ich mich dafür bedanken, dass er mich als Mutter unserer Kinder und als berufstätige Ingenieurin gleichermaßen akzeptiert und liebt und mich in beidem unterstützt. Bei meiner Tochter Emma und meinem Sohn Malte möchte ich mich dafür bedanken, dass sie beide so unkomplizierte fröhliche Kinder sind, welche sich trotz Berufstätigkeit und Promotion ihrer Mutter prächtig entwickeln.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Zielsetzung	1
2	Stand der Wissenschaft	5
2.1	Faserverstärkte Kunststoffe	5
2.1.1	Langfaserverstärkte Thermoplaste	6
2.1.2	Sheet Moulding Compounds	13
2.2	Kunststoff-Metall-Hybridverbunde	13
2.2.1	Verbindungsmechanismen	14
2.2.1.1	Kraftschluss	15
2.2.1.2	Stoffschluss	16
2.2.1.3	Formschluss	18
2.2.2	Mechanisches Verhalten	19
2.2.3	Auslegung	22
3	Experimentelle Untersuchungen	25
3.1	Material und Methoden	25
3.1.1	Werkstoffe	25
3.1.2	Probengeometrie	26
3.1.3	Probenherstellung	27
3.1.4	Versuchsdurchführung	28
3.2	Basisuntersuchungen	29
3.3	Detailuntersuchungen zur kraftschlüssigen Verbindung	33
3.3.1	Eigenspannungen	33
3.3.2	Reibung	37
3.3.3	Temperatureinfluss	38
3.4	Detailuntersuchungen zur stoffschlüssigen Verbindung	39
3.4.1	Schliffbilder	40
3.4.2	Rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen	40
3.4.3	Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung	42
3.5	Detailuntersuchungen zur formschlüssigen Verbindung	45
3.5.1	Faserverteilung	45
3.5.2	Untersuchungen zum Versagensverhalten	47

3.5.3	Variation der Formschlussgeometrie	49
3.5.4	Scherversagen von LFT	50
3.6	Untersuchungen mit anderen Kunststoff-Metall-Hybrid-Verbunden	54
3.6.1	PP GF30	55
3.6.2	Sheet Moulding Compound (SMC)	57
4	Numerische Simulation	60
4.1	Modellaufbau	60
4.1.1	Allgemein	60
4.1.2	Kraftschluss	64
4.1.3	Stoffschluss	67
4.1.4	Formschluss	70
4.2	Validierung	74
4.3	Studien	76
4.3.1	Variation der Anzahl und der Anordnung der formschlüssigen Verbindung	76
4.3.2	Kombination der Verbindungsmechanismen	78
4.3.3	Einfluss der Einlegergeometrie auf die kraftschlüssige Verbindung	80
5	Diskussion	83
5.1	Kraftschluss	84
5.2	Stoffschluss	88
5.3	Formschluss	91
5.4	Schematische Darstellung des Verformungs- und Versagensverhalten	97
5.5	Potentialanalyse	99
6	Zusammenfassung	104
	Literaturverzeichnis	108

1 Einleitung und Zielsetzung

In den letzten Jahren haben Konstruktionen im Sinne des Leichtbaus stark an Bedeutung gewonnen. In der Luftfahrt kann durch Leichtbau zum einen die Nutzlast erhöht aber auch der Treibstoffverbrauch reduziert werden. Im Automobilbau haben die Fahrzeuge in den letzten Jahrzehnten bedingt durch höhere Sicherheits- und Komfortansprüche signifikant an Gewicht zugenommen. Aufgrund gestiegener Kraftstoffpreise und der Anforderung der Reduzierung der CO₂-Emissionen muss auch im Automobilbau verstärkt die Fahrzeugmasse reduziert werden. Gewichtsreduzierung durch Leichtbau kann über die verschiedensten Wege erreicht werden. Eine Möglichkeit ist es, Bauteile aus Werkstoffen mit besseren spezifischen mechanischen Eigenschaften einzusetzen. Beispiele dafür sind endlosfaserverstärkte Verbundwerkstoffe oder hochfeste Stähle, doch die Verwendung dieser Werkstoffe bringt auch Nachteile mit sich. Große Nachteile bringen die erheblich höheren Kosten und längeren Produktionszeiten, außerdem wird die erreichbare geometrische Komplexität des Bauteils deutlich reduziert. Mit endlosfaserverstärkten Faserverbundwerkstoffen können zum Beispiel nur flächige Bauteile hergestellt werden. Nach der Philosophie „das richtige Material an der richtigen Stelle“ bieten hybride Bauteile gerade im Automobilbau eine kostengünstigere Alternative zur Materialsubstitution durch einen einzelnen leistungsfähigeren Werkstoff.

Hybridstrukturen sind Bauteile bei denen in einer Komponente mehrere Werkstoffe fest miteinander verbunden sind. Die Idee ist es die Vorteile der verschiedenen Werkstoffe gezielt so zu kombinieren, dass ein leichtes Bauteil mit einer hohen Bauteilkomplexität entsteht. Kombiniert werden meist unverstärkte oder verstärkte Kunststoffe mit Metallen. Wobei auch Kombinationen verschiedener, z.B. unterschiedlich verstärkter Kunststoffe miteinander [1] und die Kombination von zwei verschiedenen Metallen möglich ist [2]. Dadurch ergibt sich eine Vielzahl an unterschiedlichen Bauteilen, die unter dem Begriff Hybridverbunde zusammengefasst werden.

Als Kunststoff-Metall-Hybridverbunde werden Strukturen bezeichnet, in denen ein meist thermoplastischer Kunststoff mit einem Metall verbunden ist. Dünnwandige umgeformte Blechstrukturen, die in einem Spritzgussprozess mit einem Kunststoff angespritzt und verstärkt werden, gelten als Vorreiter dieser Bauteilart. Es gibt verschiedene Beispiele für Bauteile, die seit einiger Zeit in der Serie im Automobilbau eingesetzt werden. Das erste Großserienfahrzeug in dem ein solches Bauteil eingesetzt wurde, ist der Ford

Focus mit einem hybriden Frontend. Hier wurde kurzglasfaserverstärktes Polyamid 6 in Kombination mit einem Stahlblech verwendet [3]. Andere Beispiele für ähnliche Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen sind ein von Lanxess für Audi entwickelter Dachrahmen in Hybridbauweise [4] und ein Montageträger der Firma HBPO [5]. Das Ziel der Kombination der beiden Materialien ist hier hauptsächlich eine Stabilisierung der dünnwandigen hochfesten Stahlstrukturen durch den angespritzten Kunststoff. Bauteile dieser Art haben aufgezeigt, dass im hybriden Leichtbau ein großes Potential liegt [6]. Kombinationen mit spritzgegossenen faserverstärkten Kunststoffen und hochfesten Stählen, bei denen die Verbindung zwischen den beiden Komponenten auf Kraftschluss und Formschluss beruht, sind heute Stand der Technik.

Um die Idee der Hybridbauteile auch in anderen Bauteilen einsetzen zu können, gibt es in der Literatur verschiedene Konzepte zur Weiterentwicklung. Eine einfache Möglichkeit ist die Verwendung anderer Werkstoffe. Es können zum Beispiel andere Kunststoffe, wie leistungsfähigere Polyamide zum Einsatz kommen [6]. Neben unverstärkten und kurzglasfaserverstärkten Werkstoffen können im Spritzguss langfaserverstärkte Kunststoffe verarbeitet werden. Die Herstellung eines langfaserverstärkten Hybridbauteils kann alternativ im Fließpressverfahren erfolgen. Die damit erreichbaren Faserlängen und damit die mechanischen Eigenschaften liegen deutlich über denen von spritzgegossenen Bauteilen [7]. Der Kunststoff kann somit zusätzlich zu funktionalen Aufgaben auch zur Steifigkeit und Festigkeit der Struktur beitragen.

Eine andere Möglichkeit der Werkstoffsubstitution ist die Verwendung von anderen Metallen wie Aluminium anstelle des Stahls [6]. Statt Metall-Hybrid Strukturen können auch Kombinationen von unverstärkten, kurzglasfaserverstärkten und langfaserverstärkten Werkstoffen mit Endlosfaserverbunden hergestellt werden [6], [8]. Als Endlosfaserverbunde sind hier zum Beispiel Organobleche oder thermoplastische unidirektionale Halbzeuge (Tapes) möglich. Viele Entwicklungen konzentrieren sich auf diese Art der Hybridverbunde [9].

Verbesserungspotential liegt auch bei der Art der Verbindung der beiden Fügepartner. Neben der heute typischen form- und kraftschlüssigen Verbindung, welche durch das Umspritzen von Durchbrüchen und Versickungen im Metall realisiert wird, können stoffschlüssige Verbindungen, welche auf den adhäsiven Eigenschaften des Kunststoffes beruhen, zum Einsatz kommen. Ähnlich wie bei der Kombination von Nieten und Klebungen bei der Verbindung metallischer Fügepartner sind auch Kombinationen der Verbindungsmechanismen denkbar [6], [8], [10].

Für eine Abschätzung der Belastbarkeit von Bauteilen und für die Auswahl der geeigneten Werkstoffe und Verbindungen werden heutzutage meist Finite Elemente Simulationen durchgeführt. Das Ziel ist, teure Bauteilversuche auf ein Minimum zu reduzieren. Voraussetzung hierfür ist die genaue Kenntnis des Verformungs- und Versagensverhaltens der

Hybridverbunde. Darauf aufbauend ist die Entwicklung von Bewertungsmethoden für alle oben genannten Hybridverbunde notwendig. Ohne geeignete Auslegungsstrategien und Simulationsmethoden kann das Leichtbaupotential dieser Bauteilkategorie nicht voll ausgeschöpft werden [6], [11]. Anders als zum Beispiel bei faserverstärkten Verbundwerkstoffen können bei Hybridstrukturen die einzelnen Werkstoffkomponenten nicht über Homogenisierungsansätze zu einem einzelnen Werkstoff zusammengefasst werden. Es müssen Bewertungsmethoden für beide Werkstoffe und vor allem für die Verbindung zwischen beiden verfügbar sein.

In dieser Arbeit werden weiterentwickelte Kunststoff-Metall-Hybridverbunde mit langfaserverstärkten Verbundwerkstoffen untersucht. Die Herstellung der Hybridverbunde erfolgt hier im Gegensatz zu den klassischen Hybridverbunden im Fließpressverfahren. Durch die längeren Fasern birgt diese Weiterentwicklung den Vorteil, dass dem Kunststoffpartner mehr strukturelle Aufgaben als bei den klassischen Verbunden zugewiesen werden können. Durch die verstärkte Kraftübertragung zwischen Metall und Kunststoff ist daher die Kenntnis der Eigenschaften der Verbindung von großer Bedeutung. Es werden daher grundlegende Untersuchungen zu den Verbindungskonzepten zwischen Kunststoff und Metall durchgeführt. Neben den heute typischen kraft- und formschlüssigen Verbindungen werden stoffschlüssige und kombinierte Verbindungen untersucht.

Ziel dieser grundlegenden Untersuchungen ist zum einen eine Basis für eine Analyse des Potentials der einzelnen Verbindungsarten zu schaffen und bei der Auswahl der optimalen Verbindungsart bei gegebenen Randbedingungen zu unterstützen. Die Bewertung erfolgt dabei im Hinblick auf das Verformungs- und Versagensverhalten der Hybridverbunde. Ein weiteres Ziel ist es grundlegende Methoden für eine Bewertung des Einsatzverhaltens von langfaserverstärkten Hybridverbunden mit Verbindungen basierend auf Kraftschluss, Formschluss, Stoffschluss und Kombinationen zu entwickeln. Das Vorgehen in dieser Arbeit ist dabei zweiteilig. Zunächst soll über experimentelle Untersuchungen im Probenmaßstab der Beitrag der einzelnen Mechanismen zum Verformungs- und Versagensverhalten aufgeklärt werden. In einem zweiten Schritt wird basierend auf den experimentellen Ergebnissen ein Simulationsmodell mit der Finiten Elemente Methode aufgebaut.

Für die Auswahl der Verbindung werden häufig Festigkeiten, welche an Proben ermittelt wurden, zu Grunde gelegt. Da neben der Festigkeit jedoch oft noch andere Anforderungen wie die Steifigkeit oder die Verformung beim Versagen relevant sind, ist eine Auslegung basierend auf dem kompletten Verformungs- und Versagensverhalten häufig zielführender. Durch grundlegende experimentelle Untersuchungen soll in dieser Arbeit, das Verformungs- und Versagensverhalten anhand von Auszugversuchen basierend auf Kraftschluss, Formschluss, Stoffschluss und Kombinationen ermittelt werden. Detaillierte Untersuchungen an einem ausgewählten Materialsystem ermöglichen die Separation und die Quantifizierung der verschiedenen Mechanismen, die das Verhalten beeinflussen. Anhand von geprüften

Auszugproben mit anderen Materialsystemen kann die Übertragbarkeit der Erkenntnisse gezeigt werden.

Basierend auf den experimentellen Ergebnissen werden in einem zweiten Teil dieser Arbeit Finite Elemente Simulationen durchgeführt. Mit Simulationsmodellen, bei denen die einzelnen Mechanismen zunächst getrennt voneinander modelliert werden, wird das Verhalten verschiedener möglicher Verbindungskonfigurationen der Mechanismen numerisch untersucht. Es kann zum Beispiel das Verhalten von Kombinationen, welche nicht experimentell geprüft wurden, vorhergesagt werden. Ein weiteres Ziel der Untersuchungen ist die Beantwortung der Frage, in wie weit mit verfügbaren Simulationsmethoden Festigkeitsbewertungen und damit eine Auslegung auf Basis von Simulationen durchgeführt werden können.

Abschließend wird mit den Erkenntnissen aus Experiment und Simulation, durch eine Analyse des Einsatzpotentials von Kraftschluss, Stoffschluss und Formschluss basierend auf dem Verformungs- und Versagensverhalten, ein Anhaltspunkt für eine an die Bauteilanforderungen angepasste Auswahl der Verbindungskonfiguration gegeben.

2 Stand der Wissenschaft

2.1 Faserverstärkte Kunststoffe

Verbundwerkstoffe sind Werkstoffe, die mikroskopisch aus mindestens zwei Bestandteilen bestehen. Faserverstärkte Kunststoffe setzen sich aus einer Kunststoffmatrix und eingebetteten Fasern zusammen. Makroskopisch kann der Werkstoff zu einem Material mit integralen Eigenschaften homogenisiert werden. Durch die Verbindung zweier Komponenten zu einem Werkstoff kann eine Vielzahl verschiedener Werkstoffe kreiert werden. Verändert werden kann neben den Grundwerkstoffen der Kunststoffe, Thermoplaste und Duromere, auch der Verstärkungswerkstoff, z.B. Glasfasern oder Kohlenstofffasern, desweiteren kann die Faserstruktur variiert werden.

Eine Möglichkeit der Klassifizierung von faserverstärkten Kunststoffen ist die Einteilung nach der Länge der enthaltenen Fasern. Es gibt kurz-, lang- und endlosfaserverstärkte Verbundwerkstoffe. Endlosfaserverstärkte Werkstoffe sind eindeutig von den anderen abgrenzbar, die Länge der Fasern wird hier von den Bauteildimensionen bestimmt. Die Fasern liegen in Schichtaufbauten aus gerichteten Einzellagen, Geweben, Gestrieken oder anderen textilen Strukturen vor. Schwieriger ist die Abgrenzung zwischen den kurz- und langfaserverstärkten Werkstoffen. Eine mögliche Unterteilung zeigt Henning [7], wobei die Grenze zwischen kurz und lang zwischen im Spritzguss hergestellten Werkstoffen mit Faserlängen von höchstens 5 mm und der Herstellung im Fließpressverfahren mit Faserlängen bis 80 mm gezogen wird (siehe Tabelle 2.1). Häufig werden aber auch die im Spritzguss hergestellten Werkstoffe mit Faserlängen über 1 mm schon als langfaserverstärkt bezeichnet. Von einer dreidimensionalen Faserorientierung bei Kurzfaserverstärkung, verändert sich die Orientierung im Bauteil hin zu einer zweidimensionalen Orientierung bei Endlosfaserverstärkung. Durch die zweidimensionale Orientierung bei Endlosfaserverstärkung können mit diesen Verbundwerkstoffen nur flächige Bauteile konstruiert werden. Die größte Gestaltungsfreiheit für den Konstrukteur ergibt sich bei Kurz- und Langfaserverstärkung.

In dieser Arbeit wurden ausschließlich Hybridverbunde mit langfaserverstärkten Kunststoffen, hergestellt im Fließpressverfahren, untersucht. Das Hauptaugenmerk der Untersuchungen lag hierbei auf langfaserverstärkten Thermoplasten, als Vergleichswerkstoff

Tabelle 2.1: Differenzierung faserverstärkter Thermoplaste bezüglich ihrer Faserlänge nach Henning [7]

	Kurzfaserverstärkte Thermoplaste		Langfaserverstärkte Thermoplaste			Endlosfaserverstärkte Thermoplaste
<i>Faserlänge im Bauteil [mm]</i>	<1	1-5	5-25	5-80	>10	Bauteildimension
<i>Halbzeug/Rohmaterial</i>	Kurzfasergrenulat	LFT-G Granulat	LFT-G Granulat	LFT-D Direkt	LFT-GMT Matte	Laminat
<i>Verarbeitungsverfahren</i>	Spritzgießen		Fließpressen			Umformen
<i>Faserorient. im Bauteil</i>	3 D ⇒		⇒ ⇒			⇒ 2 D
<i>Neigung zur Anisotropie</i>	Hoch	Leicht	Hoch	Hoch	Neutral/Leicht	Gezielt

wurde jedoch auch ein Sheet Moulding Compound mit einer duromeren Matrix betrachtet. Thermoplaste und Duromere unterscheiden sich deutlich in ihren mechanischen Eigenschaften. Duromere besitzen eine höhere Steifigkeit, eine geringe Kriechneigung und eine hohe thermische und chemische Beständigkeit. Ohne Modifizierung verhalten sie sich spröde. Thermoplaste weisen ein deutlich nichtlineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten auf, welches stark von der Temperatur abhängig ist. Im Gegenteil zu Duromeren können sie immer wieder aufgeschmolzen werden.

2.1.1 Langfaserverstärkte Thermoplaste

Für im Fließpressverfahren hergestellte langfaserverstärkte Thermoplaste (LFT) stehen verschiedene Herstellverfahren und Halbzeuge zur Verfügung [7], [12], [13], [14], [15]. Es gibt Verfahren, bei denen die Halbzeuge in einem separaten Schritt, meist bei einem Zulieferer, gefertigt werden. Zu nennen sind hier glasmattenverstärkte Thermoplaste (LFT-GMT) und langfaserverstärkte thermoplastische Granulate (LFT-G). Bei den LFT-GMT werden mattenförmige Halbzeuge in eine Presse eingelegt und zu einem Bauteil weiterverarbeitet. LFT-G sind Granulate in welchen lange Fasern und Matrix bereits im richtigen Verhältnis vorliegen. Sie werden in einem Extruder aufgeschmolzen, zu einem Strang vermischt, in die Presse eingelegt und verpresst. Weiterentwickelte Prozesse sind Direktverfahren, bei denen auf der Basis von Compounds oder gar der Rohstoffe

selbst in einem Prozess die Fasern und die Matrix vermischt und das Bauteil geformt werden. In Abbildung 2.1 ist der vom Fraunhofer ICT und der Firma Dieffenbacher entwickelte In-Line-Compounding Prozess (LFT-ILC) dargestellt [16]. Ein Vorteil dieses Prozesses ist es, dass die Auswahl der Faser- und Matrixwerkstoffe relativ uneingeschränkt erfolgen kann. Die in der Industrie am häufigsten eingesetzten Kombinationen sind jedoch Polypropylen und Polyamid mit Glasfasern.

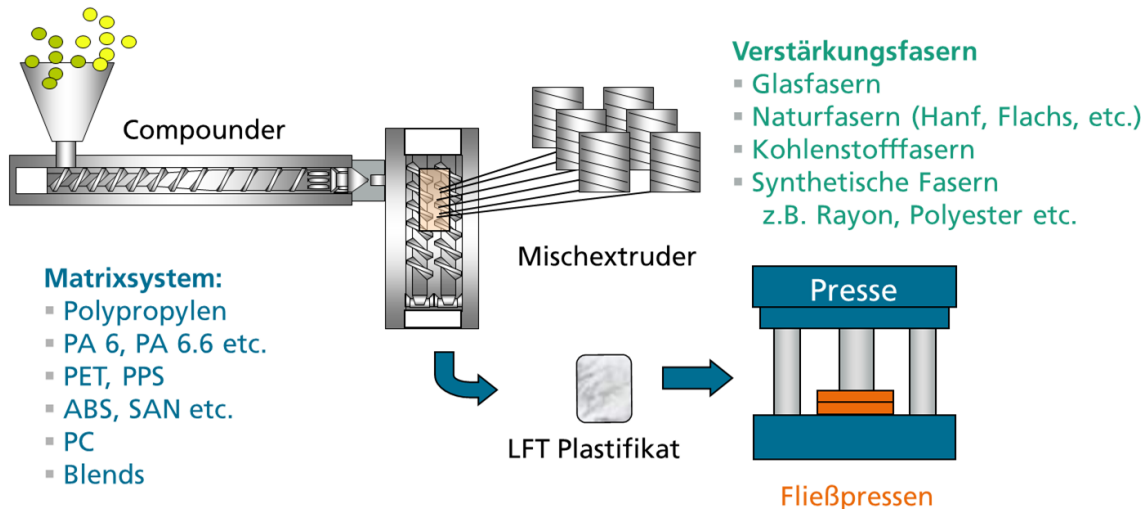


Abbildung 2.1: Verfahrensschema des vom Fraunhofer ICT und Dieffenbacher entwickelten LFT-ILC Prozesses

Während der Abkühlung von thermoplastischen Kunststoffen bei der Herstellung verändert sich das Volumen des Bauteils durch negative Wärmedehnung und Kristallisation. Diese Volumenänderung wird unter dem Begriff Schwindung zusammengefasst [17]. Die Schwindung in einem Bauteil kann bedingt durch Anisotropie oder unterschiedliche Temperaturen örtlich verschieden sein. Örtliche Unterschiede in der Schwindung führen zu Eigenspannungen im Bauteil die einen Bauteilverzug bewirken können.

Mit Eigenspannungen sind Spannungen gemeint, die ohne ein Auftreten von äußerer Belastung im Bauteil vorhanden sind. Eigenspannungen können z.B. über die Dicke eines Kunststoffbauteils auftreten. Durch die unterschiedliche Abkühlung im äußeren und inneren Bereich, können sich an der Außenseite Druck- und an der Innenseite Zugeigenspannungen bilden. Eigenspannungen bilden sich somit auch beim Umspritzen bzw. Umpressen von Einlegeteilen [18].

Bei der Herstellung von thermoplastischen Kunststoffbauteilen ist darauf zu achten, dass es einen Bauteilverzug geben wird. Für reine Kunststoffbauteile gibt es gängige Konstruktionsregeln, um den Verzug zu minimieren. Keuerleber und Eyerer geben in [19] eine

Zusammenfassung der gängigen Konstruktionsregeln für Kunststoffbauteile. Temperatur und Druckunterschiede beeinflussen demnach den Verzug stark. Außerdem sollte die Wanddicke in einem Bauteil möglichst konstant gehalten werden. Bei verstärkten Kunststoffen wird der Verzug jedoch maßgeblich von der Faserorientierung beeinflusst [18], der Einfluss von Temperatur, Druck und Wanddicke ist nur noch untergeordnet. Konstruktionsregeln und Maßnahmen zur Verzugsminimierung bei faserverstärkten Kunststoffen gibt die BASF in [20] an.

In der Literatur angegebene Schwindungswerte sind immer Werte für die Gesamtschwindung eines Bauteils. Nach [18] liegt die Schwindung von Polyamid 6.6 bei 1,3% und die von Polypropylen bei 1,2 - 2,8%. Durch Glasfaserverstärkung vermindern sich die Schwindungswerte auf 0,1 - 0,4% bei Polyamid 6.6 und 0,5 - 1,2% bei Polypropylen.

Resultierend aus dem Prozess ergeben sich beim Fließpressverfahren zwei unterschiedliche Zonen im Bauteil, der Einlegebereich und der Fließbereich. Als Einlegebereich wird der Bereich bezeichnet, in dem das LFT in die Form eingelegt wird. Der Fließbereich ist der Teil des Bauteils in den das LFT während des Verpressens fließt. In Abbildung 2.2 sind der sich in einer quadratischen LFT Platte mit der Kantenlänge 400 mm ergebende Einlege- und Fließbereich dargestellt.

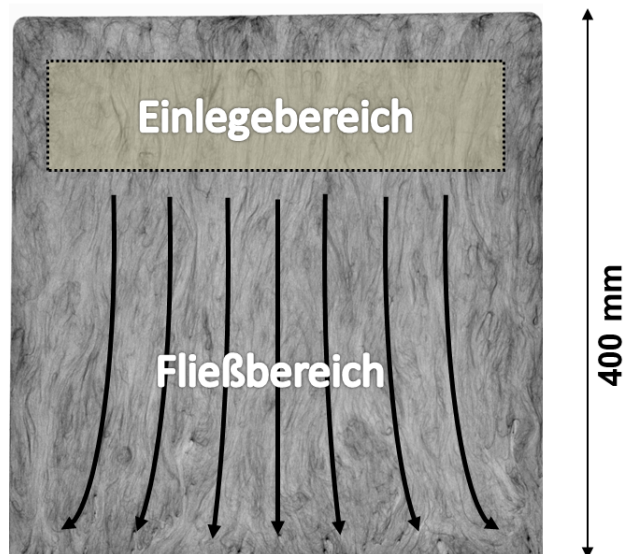


Abbildung 2.2: Einlege- und Fließbereich in einer quadratischen LFT Platte mit der Kantenlänge 400 mm nach Radtke [21]

Die mechanischen Eigenschaften der langfaserverstärkten Thermoplaste setzen sich wie bei allen Verbundwerkstoffen aus den Eigenschaften der Fasern und der Matrix, hier der Glasfaser und des Thermoplasten, zusammen.

Glasfasern besitzen eine hohe Zug- und Druckfestigkeit längs der Fasern. Die Fasersteifigkeit ist im Verhältnis zu anderen Fasern recht gering, im Vergleich zu Polymeren jedoch immer noch deutlich höher. Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten ist linear elastisch bis zum Sprödbbruch. Die Eigenschaften ändern sich im für den Automobilbau relevanten Temperatureinsatzbereich von -40°C bis 120° nur wenig. Außerdem sind die Eigenschaften nahezu dehnratenunabhängig.

Polyamid (PA) und Polypropylen (PP) sind die für Verbundwerkstoffe am häufigsten verwendeten Thermoplaste. Beide Polymere gehören zur Gruppe der teilkristallinen Thermoplaste. Polyamid besitzt eine relativ hohe Steifigkeit, Festigkeit und Zähigkeit. Die Eigenschaften werden stark vom Feuchtegehalt beeinflusst. Bei Polypropylen können die Eigenschaften durch Modifikation stark beeinflusst werden, es gibt daher eine Vielzahl verschiedener Sorten. In jedem Fall hat es eine deutlich niedrigere Steifigkeit und Festigkeit als Polyamid. Die Kenndaten der in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffe sind in Tabelle 2.2 dargestellt.

Tabelle 2.2: Kenndaten von Polyamid [22] und Polypropylen [23]

	PA6.6 trocken / luftfeucht	PP
Elastizitätsmodul in MPa	3000 / 1100	1250
Streckspannung in MPa	85 / 50	24
Streckdehnung in %	4,4 / 20	7

Welche Materialeigenschaften der Verbund aus Fasern und Matrix besitzt ist u.a. abhängig vom Fasergehalt, der Faserlängenverteilung und der Faserorientierung.

Die mechanischen Eigenschaften werden stark durch die Länge der Fasern im Bauteil beeinflusst. Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss der Faserlänge auf die mechanischen Eigenschaften wie Steifigkeit, Festigkeit, Bruchdehnung, Temperaturverhalten und Impaktverhalten auf glasfaserverstärktes Polypropylen [24], [25], [26], [27] und glasfaserverstärktes Polyamid [28], [29] wurden von Thomason et al. durchgeführt. Daraus abgeleitet zeigen Schijve [30] und Schemme [31] zusammenfassende Darstellungen über den Zusammenhang zwischen den mechanischen Eigenschaften und der Faserlänge. In Abbildung 2.3 ist die Zusammenfassung von Schemme dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Steifigkeit, die Festigkeit und die Schlagzähigkeit mit der Zunahme der Faserlänge ansteigen, sich allerdings ab einer bestimmten Länge einem konstanten Wert annähern. Die Steifigkeit erreicht schon bei geringen Faserlängen ein Maximum, bei etwas längeren Fasern erreicht die Festigkeit ein Maximum und ab einer bestimmten Faserlänge erreicht auch die Schlagzähigkeit ein Maximum. Die entsprechende Faserlänge ist abhängig vom gewählten Polymer, der Faserart und des Filamentdurchmessers, vor allem jedoch der

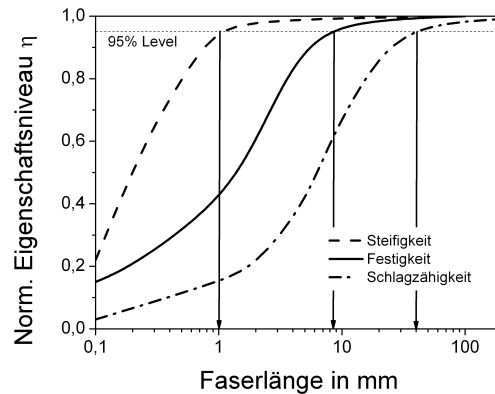


Abbildung 2.3: Einfluss der Faserlängen auf die mechanischen Eigenschaften eines faserverstärkten PP mit 40 Gewichtsprozent Glasfasern bei einem Faserdurchmesser von $10\mu m$ - Zusammenfassung nach Schemme [31]

Kopplung zwischen Faser und Matrix, die einen entscheidenden Einfluss auf den Versatz der Kurven zu größeren Faserlängen hat.

Die Orientierungsabhängigkeit von faserverstärkten Werkstoffen ist bei Endlosfaserverstärkung am besten bekannt. Betrachtet man die Einzellagen eines Laminataufbaus, unterscheiden sich die Eigenschaften in Faserrichtung und quer dazu signifikant. Auch bei kurz- und langfaserverstärkten Werkstoffen ergeben sich prozessbedingt Faserorientierungen und anisotrope Eigenschaften im Bauteil. Man spricht in diesem Fall von einer Fließrichtung entlang des Fließwegs. Untersuchungen zum Orientierungseinfluss bei im Direktverfahren hergestellten langfaserverstärktem Polypropylen wurden unter anderen von Eckardt [32] und Radtke [21] durchgeführt. Sie zeigten, dass sich bei einem längeren Fließweg eine höhere Anisotropie ergibt. Der Anisotropiegrad, das Verhältnis der Eigenschaften in und quer zur Fließrichtung steigt bis auf den Faktor 2,2.

Der Einfluss der Anisotropie auf das Verformungs- und Versagensverhalten von langfaserverstärktem Polypropylen mit 30 Gewichtsprozent Glasfasern PP GF30 wurde von Seelig et al. untersucht [33]. Am Fraunhofer IWM wurde langglasfaserverstärktes Polyamid 6.6 mit 40 Gewichtsprozent Glasfasern PA6.6 GF40 charakterisiert und dabei jeweils Proben quer und längs zur Fließrichtung geprüft. Die Proben wurden bei beiden Untersuchungen aus dem Fließbereich entnommen. In Abbildung 2.4 sind exemplarische Spannungs-Dehnungs-Kurven von PP GF30 und PA6.6 GF40 dargestellt. Die Ergebnisse zeigen eine deutliche Anisotropie. Bei Belastungen in Fließrichtung zeigt sich ein nahezu linear elastisches Verhalten bis zum Versagensbeginn. Quer dazu ergibt sich sowohl bei PP GF30 als auch bei PA6.6 GF40 ein deutlich nichtlinearer Spannungs-Dehnungsverlauf. Im Vergleich der beiden Materialien besitzt PP GF30 eine wesentlich geringere Festigkeit

und Steifigkeit. Zusätzlich zu den hier dargestellten Zugversuchen wurden von Seelig et al. [33] Druckversuche am gleichen PP GF30 durchgeführt. Die Ergebnisse der Druckversuche unterscheiden sich von denen der Zugversuche. Die Steifigkeit in Fließrichtung ist bei Zugbelastung um das 1,2 fache größer. Die Festigkeit quer zur Faserrichtung wiederum ist bei Druckbelastung um das 1,7 fache größer. Die Steifigkeit quer zur Fließrichtung und die Festigkeit in Fließrichtung sind bei Zug- und Druckbelastung jeweils gleich.

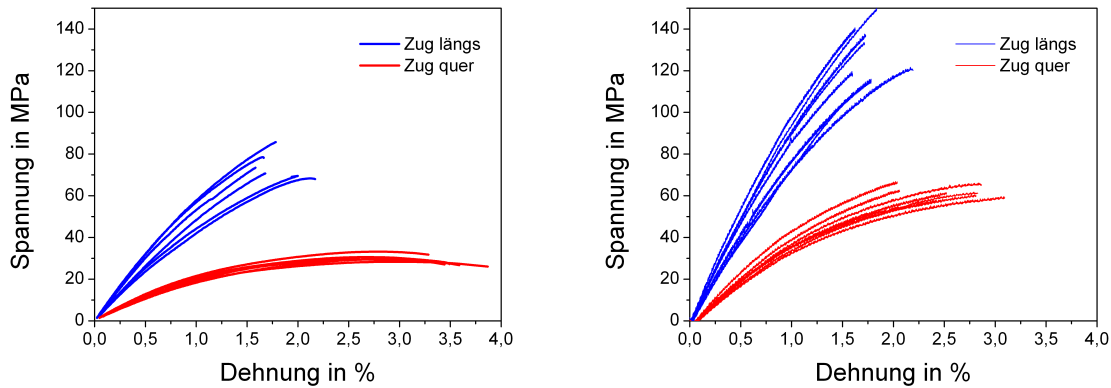


Abbildung 2.4: Spannungs-Dehnungs-Kurven von PP GF30 unter Zugbelastung (links) [33] im Vergleich zu PA6.6GF40 (rechts) [eigene unveröffentlichte Daten]

Faserverbundwerkstoffe besitzen ein komplexes Schädigungsverhalten. Es gibt viele mögliche Schädigungsmechanismen welche meist in Kombination, zeitgleich oder nacheinander auftreten. Eine Zusammenfassung der Schädigungsmechanismen welche bei langfaserverstärkten Thermoplasten auftreten gibt Sigl [34] basierend auf Erkenntnissen von Michler [35], Friedrich [36] und Karger-Kocsis [37]. Es können demnach Faserbrüche, Faserauszug, Grenzschichtablösung sowohl zwischen der Phasengrenzfläche und der Faser als auch zwischen Phasengrenzfläche und Matrix sowie Matrixschädigungen wie zum Beispiel Crazebildungen, Lunker und kriechbedingte plastische Verformung auftreten. Als Besonderheit bei langfaserverstärkten Thermoplasten, im Unterschied zu Kurzfaserverstärkung, gilt der Mechanismus der Langfaserbrücken (Bridging). Hierbei werden Fasern die an beiden Seiten des Risses noch an die Matrix angebonden sind, auf Biegung belastet bis sie versagen. Die genannten Schädigungsmechanismen sind in Abbildung 2.5 zusammengefasst.

Bestimmte Eigenschaften des Verbundes begünstigen einen bestimmten Mechanismus. So fördert zum Beispiel eine schlechte Faser-Matrix-Anbindung die Grenzflächenschädigungen. Bei Belastungen in Faserrichtung kommt es bei einer schlechten Anhaftung anstelle eines Faserbruchs eher zu Faserauszug. Die Festigkeit der Fasern kann dann nicht genutzt werden. Bei Belastungen quer zur Faserrichtung bewirkt eine schlechte

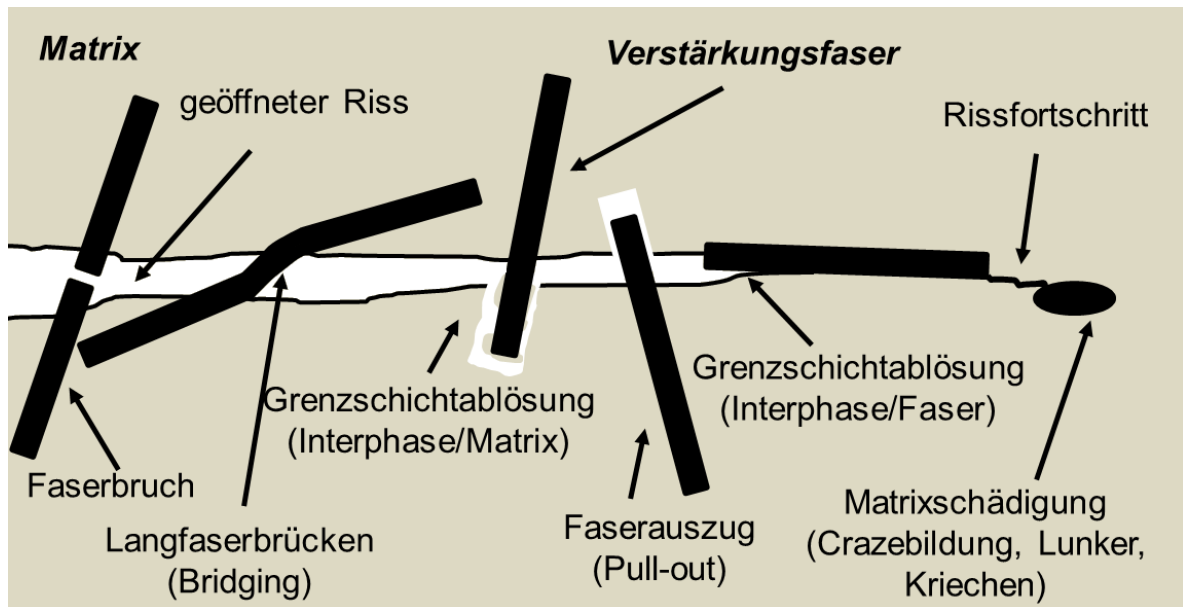


Abbildung 2.5: Zusammenfassung der in langfaserverstärkten Thermoplasten möglichen Schädigungsmechanismen nach Sigl [34]

Faser-Matrix-Haftung eine Grenzflächenablösung und eine Rissbildung in der Matrix im Bereich der Fasern. Bei einer guten Anbindung läuft der Riss entlang der Grenzfläche bzw. in der Matrix und zeigt sich glatt [35]. Harmia zeigt, dass auch das Bruchverhalten bei Ermüdungsbelastung abhängig von der Faser-Matrix-Anbindung ist [38].

Um strukturmechanische Berechnungen von Bauteilen aus langfaserverstärkten Thermoplasten durchführen zu können, muss die Faserorientierung im Bauteil bekannt sein. Bei spritzgegossenen kurzglasfaserverstärkten Bauteilen ist es Stand der Technik, mit kommerziell verfügbaren Simulationsprogrammen die prozessbedingten Faserorientierungen zu berechnen. Für spritzgegossene Werkstoffe mit längeren Glasfasern mit mehreren Millimetern Faserlänge hat z.B. die BASF eine Erweiterung des Folgar-Tucker Modells entwickelt, welches im konzerneigenen Berechnungstool ULTRASIM verfügbar ist [39]. Für im Fließpressverfahren hergestellte langfaserverstärkte Thermoplaste gibt es derzeit keine kommerziell verfügbaren Berechnungstools. Es ist allerdings der Inhalt von Forschungsarbeiten, geeignete Methoden zu entwickeln [21], [33]. Mit der Prozesssimulation kann im Idealfall auch die Schwindung des Bauteils berechnet werden. Die aus der Schwindung resultierenden Eigenspannungen müssen auch bei einer strukturmechanischen Berechnung berücksichtigt werden.

Zur strukturmechanischen Berechnung von Werkstoffen, wie langfaserverstärkten Thermoplasten, müssen makroskopische Materialmodelle verfügbar sein, mit denen die orientierungsabhängigen nichtlinearen Werkstoffeigenschaften abgebildet werden können.

Modelle, die den Werkstoff im ganzen Umfang beschreiben, sind in den kommerziell verfügbaren Programmen zur Finite Elemente Simulation wie ABAQUS zur Zeit nicht enthalten. In [33] ist von Seelig et al. eine Möglichkeit dargestellt mit der zumindest die Anisotropie und die unterschiedlichen Eigenschaften bei Zug- und Druckbelastungen über eine Subroutine berücksichtigt werden können. In diesem Fall nicht untersucht und modelliert wurden Schubbelastungen und die Temperatur- und Dehnratenabhängigkeit des Werkstoffs.

2.1.2 Sheet Moulding Compounds

Zusätzlich zu den Untersuchungen an Hybridverbunden mit LFT wurden zum Vergleich auch Hybridverbunde mit Sheet Moulding Compound (SMC) geprüft. SMC sind langfaserverstärkte Verbundwerkstoffe die anders als LFT Werkstoffe eine duomere Matrix besitzen. Die Matrix basiert meist auf ungesättigten Polyesterharzen. Die Herstellung von SMC Bauteilen erfolgt in der Regel durch das Verpressen von mattenförmigen Halbzeugen [14], doch auch hier gibt es Konzepte für einstufige Direktverfahren [40].

Die mattenförmigen Halbzeuge besitzen in der Ebene isotrope Materialeigenschaften. Durch längere Fließwege beim Verpressen können jedoch auch bei SMC anisotrope Eigenschaften entstehen. Durch die duomere Matrix haben SMC Werkstoffe eine geringere Kriechneigung und eine bessere Temperaturbeständigkeit als LFT. Bei entsprechendem Füllstoff und Faserverstärkung kann der thermische Ausdehnungskoeffizient, anders als bei LFT, ähnliche Werte wie der von Aluminium und Stahl erreichen. Dadurch eignen sich SMC Werkstoffe besonders gut für Hybridbauteile [41], [42], [43]. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven zeigen trotz der durmeren Matrix ein deutlich nichtlineares Verhalten [44]. Die Nichtlinearität resultiert aus einem frühen Einsetzen von Mikroschädigungen an der Grenzfläche zwischen Faser und Matrix [45]. Auch bei SMC sind die mechanischen Eigenschaften deutlich von der Länge und der Art der Verstärkungsfasern abhängig [46].

2.2 Kunststoff-Metall-Hybridverbunde

Bei Verbundwerkstoffen steigen die mechanischen Eigenschaften mit erhöhter Faserlänge. Die besten Eigenschaften ergeben sich bei Endlosfaserverstärkung. Durch die hohen Kosten können jedoch nicht alle Bauteile mit endlosfaserverstärkten Kunststoffen hergestellt werden. Außerdem zeigen sich weitere Nachteile, denn durch die zweidimensionale Faserorientierung können nur flächige Bauteile hergestellt werden. Hier setzen

Hybridstrukturen an. Aus Hochleistungswerkstoffen für flächige Bauteile, wie endlosfaserverstärkten Verbundwerkstoffen und Metallblechen, werden in Kombination mit Kunststoffen mit Kurz- oder Langfaserverstärkung hybride Bauteile. Lokal besitzen hybride Bauteile gute mechanische Eigenschaften, wie hohe Festigkeiten und Steifigkeiten. Durch die Kombination mit verpressten oder gespritzten faserverstärkten Kunststoffen kann eine dreidimensionale Geometrie mit einer hohen Bauteilkomplexität entstehen. Die Idee der hybriden Bauteile ist in Abbildung 2.6 skizziert. Des Weiteren können durch die verwendeten Verfahren Anforderungen des automobilen Leichtbaus an Kosten und Prozesszeiten erfüllt werden.

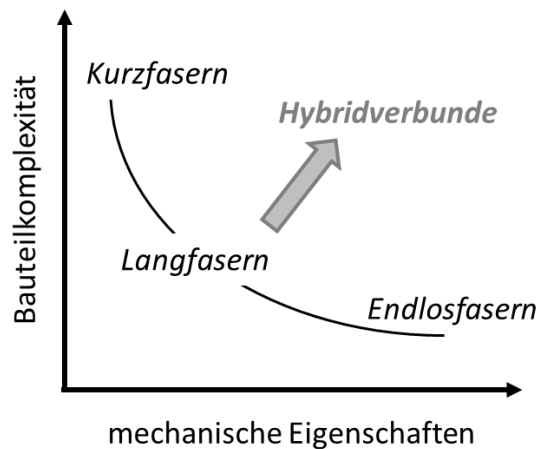


Abbildung 2.6: Einsatzpotential von Hybridverbunden in Anlehnung an Henning et al. [47]

In dieser Arbeit werden Kunststoff-Metall-Hybridverbunde betrachtet. Hierbei kann zwischen zwei grundsätzlich verschiedenen Herstellungsarten unterschieden werden: Post-Mould Assembly (PMA) und In-Mould Assembly (IMA). Bei PMA Bauteilen werden die Fügepartner getrennt voneinander hergestellt und in einem weiteren Schritt miteinander verbunden. Bei IMA Bauteilen entsteht die Verbindung im selben Prozessschritt, in dem auch die Kunststoffkomponente hergestellt wird. Die Vorteile von PMA sind vor allem eine hohe Gestaltungsfreiheit und die Reduzierung von Eigenspannungen. Nachteile ergeben sich jedoch durch den zusätzlich benötigten Fertigungsschritt. Die in dieser Arbeit betrachteten langfaserverstärkten Hybridverbunde gehören durch die integrative Herstellung im Fließpressen zur Klasse der IMA Bauteile.

2.2.1 Verbindungsmechanismen

Die Verbindung zwischen zwei Fügepartnern kann auf drei physikalischen Wirkprinzipien beruhen: Kraftschluss, Stoffschluss und Formschluss. Kraftschlüssige Verbindungen

beruhen auf einer Normalkraft, die auf die in Verbindung stehende Grenzfläche wirkt. Dieses Prinzip kommt z.B. bei der Pressverbindung von Wellen und Naben zum Einsatz. Mit stoffschlüssigen Verbindungen sind Verbindungen gemeint, bei denen der Zusammenhalt der Fügepartner auf atomaren oder molekularen Kräften beruht. Beispiele hierfür sind Klebungen oder Schweißungen. Bei formschlüssigen Verbindungen trägt nicht die Grenzfläche zwischen den Fügepartnern, sondern die Verbindungspartner greifen ineinander. Bolzen- und Schnappverbindungen beruhen auf diesem Prinzip. Auch bei IMA Kunststoff-Metall-Hybridverbunden kann die Verbindung auf allen diesen drei Prinzipien beruhen.

2.2.1.1 Kraftschluss

Resultierend aus der Kompressibilität und der hohen Wärmedehnung ändern Kunststoffbauteile, welche im Spritzguss aber auch im Pressprozess hergestellt werden, während der Abkühlung ihre Abmessung. Diese Änderung der Form wird unter dem Begriff Schwindung zusammengefasst [17]. Wird die Schwindung durch geometrische Zwangsbedingungen oder umschlossene Metallteile behindert, entstehen im Bauteil Eigenspannungen. Im schlimmsten Fall können diese Eigenspannungen vor allem bei überlagerter globaler Belastungen zu vorzeitigem Bauteilversagen führen. Ridder und Schnieders zeigen in [48] die Möglichkeiten und Grenzen von im Spritzguss hergestellten Hybridbauteilen auf und gehen dabei insbesondere auf die sich durch den Prozess einstellenden Eigenspannungen in den Kunststoffteilen ein. Bei der Auslegung müssen demnach die im Bauteil vorhandenen Eigenspannungen unbedingt beachtet werden, da im schlimmsten Fall sich die äußeren Lasten und die inneren aufsummieren und so zu einem unerwartet frühen Bauteilversagen führen können. In [49] werden auf der Basis eines sich einstellenden Temperaturfeldes bei der Abkühlung während der Herstellung eines hybriden Bauteils aus Aluminium und langfaserverstärktem Polyamid die Eigenspannungen berechnet, um einem unerwünschten Bauteilversagen durch entsprechende Dimensionierung entgegenwirken zu können.

Die entstehenden Eigenspannungen können aber auch genutzt werden, um eine Kraft zwischen zwei Komponenten übertragen zu können. Ein klassisches Beispiel hierfür sind Pressverbindungen, bei denen eine Komponente erhitzt wird, so dass sie auf eine zweite Komponente ohne Probleme aufgebracht werden kann und beim Abkühlen dann aufschumpft [50]. Ein ähnlicher Effekt kann bei IMA Kunststoff-Metall-Hybridverbunden genutzt werden. Das Metallteil wird bei der Herstellung vom Kunststoff umflossen. Bei der Abkühlung zieht sich der Kunststoff stärker zusammen als das Metall. Eine schematische Darstellung, wie bei Kunststoffen und Metallen die Eigenspannung zur Verbindung der zwei Materialien genutzt werden können, ist in Abbildung 2.7 dargestellt.

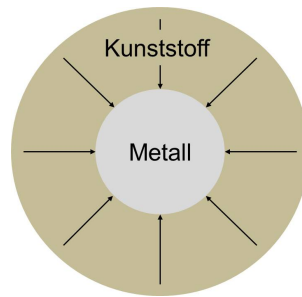


Abbildung 2.7: Prinzip von kraftschlüssigen Verbindungen

2.2.1.2 Stoffschluss

Stoffschlüssige Verbindungen zwischen Kunststoffen und Metallen beruhen auf Adhäsionskräften. Man unterscheidet zwischen spezifischer und mechanischer Adhäsion. Unter spezifischer Adhäsion werden Verbindungsmechanismen basierend auf chemischen, physikalischen und thermodynamischen Gesetzmäßigkeiten zusammengefasst. Unter mechanischer Adhäsion versteht man die Verbindung, die durch das Eindringen des Kunststoffes in Poren, Kapillaren und Hinterschneidungen des metallischen Fügepartners entsteht, dies wird auch als Mikroformschluss bezeichnet. Meist liegt eine Kombination der einzelnen Mechanismen vor und die Effekte können nicht voneinander getrennt betrachtet werden. Eine Aufrauung der Oberfläche resultiert z.B. in einer größeren mechanischen Adhäsion, bewirkt aber auch eine Vergrößerung der wirksamen Oberfläche, an der spezifische Verbindungsmechanismen wirken können (siehe Abbildung 2.8). Unabhängig von der Adhäsionstheorie gilt jedoch die Forderung, dass die Moleküle, der an der Verbindung beteiligten Partner, sich soweit nähern können, dass sie überhaupt in den Einflussbereich der verschiedenen Kräfte kommen. Wichtig ist hierfür u.a. eine flüssige Phase während der Annäherung. Zusätzlich müssen die Benetzungsbedingungen ideal sein. Es besteht allerdings kein funktionaler Zusammenhang zwischen der Grenzflächenfestigkeit und dem Benetzungsvermögen [51].



Abbildung 2.8: Prinzip der mechanischen Adhäsion an aufgerauter Oberfläche

Das bekannteste Beispiel für stoffschlüssige Kunststoff-Metall-Verbindungen sind Metallklebungen mit einem Kunststoffklebstoff. Als Klebstoffe kommen meist duromere aber auch thermoplastische Kunststoffe zum Einsatz. Thermoplastische Kunststoffe werden

z.B. als Schmelzklebstoffe eingesetzt. Schmelzklebstoffe liegen bei Raumtemperatur in fester Form vor und werden beim Verkleben erhitzt. Eine Übersicht über Untersuchungen zu thermoplastischen Schmelzklebstoffen bei metallischen Fügepartnern zeigen Ageorges et al. [52]. Wichtig für eine gute Verbindungsfestigkeit ist eine ausreichende Viskosität während des Verbindens. Daher sollte hier das metallische Fügepartnerteil in etwa auf die Verarbeitungstemperatur des Kunststoffes aufgewärmt werden [51].

Bei integrativ gefertigten Kunststoff-Metall-Hybridverbunden werden Kunststoff und Metall ohne ein drittes Material miteinander verbunden, d.h. der Kunststoff übernimmt hier sowohl die Aufgaben des Klebstoffes als auch die eines Fügepartners. Die stoffschlüssigen Hybridverbunde können entweder durch ein Umspritzen oder Umpressen des Metalls mit der flüssigen Kunststoffschmelze entstehen, oder der schon erstarrte Thermoplast wird in einem weiteren Prozessschritt wieder aufgeschmolzen und mit dem Metall verschweißt [53], [52]. Ähnlich wie bei Klebeverbindungen [54] beeinflusst die Oberflächenvorbehandlung des Metalls bei beiden Technologien die Festigkeit der Verbindung stark. Eine Oberflächenvorbehandlung kann u.a. eine mechanische Vorbehandlung wie das Strahlen aber auch eine chemische Vorbehandlung mit Säuren sein. Mitschang et al. konnten zeigen, dass bei einer Kombination von endlosfaserverstärktem PA6.6 mit Aluminium eine durch Strahlen aufgeraute Oberfläche in Kombination mit ausreichend Polymer an der Grenzfläche die beste Verbindungsfestigkeit ergibt [55]. Die mit einschrittigen Zug-Scher-Proben ermittelte Scherfestigkeit liegt dann bei 11 MPa.

Weitere große Einflussfaktoren auf die mechanischen Eigenschaften stellen die verschiedenen Prozessparameter bei der Herstellung dar. Bei aufgerauten Oberflächen ist es wichtig, dass der Kunststoff die Möglichkeit hat, in die Poren einzudringen. Die Ergebnisse sind daher, ähnlich wie bei Schmelzklebstoffen, sehr sensitiv auf die Temperatur des metallischen Fügepartners [56], [57], [58]. Bei Verbunden zwischen spritzgegossenem PA6 GF30 und Stahl, bei denen ohne Vorwärmung keine Haftung vorlag, konnte durch eine Vorwärmung des Stahls auf 240°C eine Festigkeit von 12 MPa erreicht werden [56]. Aber auch der Druck mit dem der Kunststoff an die Grenzfläche gelangt spielt eine entscheidende Rolle [55]. Bei der Herstellung von Kunststoff-Metall-Hybridverbunden im Spritzguss ist es im Gegensatz zum Verschweißen häufig schwierig, die erforderliche Temperatur des Metallteils lange genug einzuhalten.

Eine Alternative zur Herstellung einer Adhäsion zwischen Thermoplast und Metall ist das Aufbringen einer Zwischenschicht auf den metallischen Fügepartnerteil. Eine Möglichkeit ist die Verwendung eines Haftvermittlers basierend auf Epoxidharzen. Mit einer Epoxidlackbeschichtung können nach Zhao ohne Tempern bei spritzgegossenen Verbunden aus Stahl und PA6 GF30 Festigkeiten von etwa 5 MPa erreicht werden [56]. Andere mögliche Haftvermittler basieren auf Silanen [59]. Mit verschiedenen beschichteten Stahloberflächen

erreicht Giese [58] bei spritzgegossenen Verbunden mit Polyamid 6.6 Zugscherfestigkeiten zwischen 3 MPa und 17 MPa.

Grujicic et al. [10] stellen in ihren Untersuchungen auf der Basis von Prozess- und Struktursimulationen das Potential spritzgegossener Kunststoff-Metall-Verbunde mit einer stoffschlüssigen Verbindung dar und zeigen, dass eine Grenzflächenfestigkeit größer 10 MPa im Sinne des Leichtbaus notwendig ist [60]. Sie führen außerdem eine umfangreiche Literaturrecherche zu stoffschlüssigen Verbindungstechnologien für tragende Automobilbauteile durch und kommen zu dem Schluss, dass eine Verbindung auf der Basis von Mikroformschlüssen an der Grenzfläche am vielversprechendsten ist.

2.2.1.3 Formschluss

Bei formschlüssigen Verbindungen greifen die Komponenten ineinander. Eine klassische Möglichkeit zur Verbindung zweier Fügepartner ist die Verwendung eines dritten Teils, durch welches das ineinander Greifen realisiert wird. Dieses Prinzip wird zum Beispiel bei Bolzenverbindungen angewandt. Eine andere Möglichkeit ist, dass die zwei Fügepartner so geformt werden, dass sie ineinander greifen. Ein Beispiel hierfür sind Schwalbenschwanzverbindungen im Holzbau. Bei Kunststoff-Metall-Hybridverbunden sind formschlüssige Verbindungen in den unterschiedlichsten Varianten in Kombination mit Kraftschluss der gängigste Verbindungstyp. Dabei muss zwischen Formschluss bei PMA und IMA unterschieden werden.

Bei PMA Bauteilen werden die Fügepartner getrennt voneinander hergestellt und in einem weiteren Schritt miteinander verbunden. Beispiele für formschlüssige Verbindungstechnologien sind das von der BASF entwickelte Kragenfügen [61] und ein neu entwickelter Clinchprozess der Helmholtz Nachwuchsgruppe Advanced Polymer-Metal Hybrid Structures [62]. Bei IMA Bauteilen entsteht die Verbindung im selben Prozessschritt, in dem auch die Kunststoffkomponente hergestellt wird. Die formschlüssige Verbindung entsteht hier meist durch ein Durchdringen des Kunststoffes von gelochten Metallblechen. Zum Einsatz kommen solche Verbindungen z.B. bei Frontends [3]. Alternativ zu gelochten Metallblechen können auch umgeformte Metallbleche umspritzt werden [63]. In [64] wird ein Verfahren vorgestellt, in dem das Umformen des Bleches während des Spritzprozesses geschieht.

Das Wirkprinzip formschlüssiger Kunststoff-Metall-Hybridverbunde entspricht dem anderer formschlüssiger Verbindungen. Ähnlich wie bei klassischen Bolzenverbindungen (siehe Abbildung 2.9 (rechts)) wird eine Art *Kunststoffbolzen* zur Verbindung verwendet. Der Unterschied besteht darin, dass bei diesen Hybridverbindungen der Bolzen und der Kunststofffügepartner aus einem Teil bestehen.

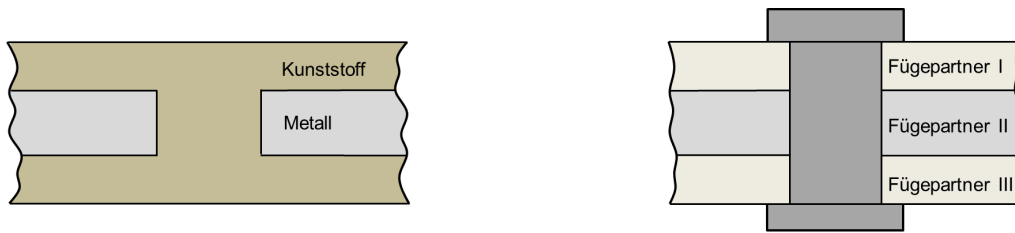


Abbildung 2.9: Prinzipskizze einer formschlüssigen Kunststoff-Metall-Hybridverbindung (links) und einer Bolzenverbindung (rechts)

2.2.2 Mechanisches Verhalten

Das Verformungs- und Versagensverhalten von Kunststoff-Metall-Hybridverbunden hängt von einer Vielzahl von Parametern ab. Die Eigenschaften der Verbindung werden von den Fügepartnern und der Verbindung an sich beeinflusst. Das gegebenenfalls anisotrope Verformungs- und Versagensverhalten der einzelnen Fügepartner ist genau so relevant, wie das Verhältnis der Eigenschaften zueinander. Maßgeblich ist der bzw. sind die wirkenden Verbindungsmechanismen. Stoffschlüssige Verbindungen reagieren anders als formschlüssige. Gerade bei formschlüssigen Verbindungen ist die geometrische Gestaltung der Verbindung entscheidend. Wie beim mechanischen Verhalten aller Verbindungen und Werkstoffe haben die Art der Beanspruchung z.B. Zug-, Druck- oder Schubbelastung bei verschiedenen Dehnraten und die Umgebungsbedingungen wie Temperatur oder Feuchte einen großen Einfluss auf das mechanische Verhalten.

Es gibt daher keine allgemeingültige Aussage über das mechanische Verhalten von Hybridverbunden. Es müssen immer die im speziellen Fall gewählten Fügepartner, die Art der Verbindung und die Belastungen betrachtet werden. Für Kunststoff-Metall-Hybridverbunde basierend auf Stoffschluss, Kraftschluss, Formschluss und Kombinationen gibt es dadurch bedingt, dass sie zu einer relativ neuen Werkstoffklasse gehören, wenige prinzipielle Untersuchungen zum Verformungs- und Versagensverhalten.

Schmeer [65] analysierte induktionsgeschweißte Hybridverbindungen zwischen endlosfaserverstärktem Polyamid und Aluminium. Das mit einschnittig überlappten Zug-Scher-Versuchen ermittelte Schubverhalten zeigt eine nichtlineare Kraft-Weg-Kurve (siehe Abbildung 2.10 links), wobei die Nichtlinearität der Ergebnisse in diesem Fall aus der durch die Probengeometrie bedingten Schrägstellung der Fügepartner resultiert. Bei den von ihm durchgeführten Quer-Druck-Versuchen konnte ein nahezu lineares Kraft-Weg-Verhalten vor dem Versagensbeginn beobachtet werden (siehe Abbildung 2.10 rechts).

Durch Simulationen kann gezeigt werden, dass die Steifigkeit der Grenzfläche bis zum Versagen annäherungsweise als konstant angenommen werden kann. Die ermittelten Festigkeiten der stoffschlüssigen Verbindung sind stark von der Belastungsgeschwindigkeit abhängig. Bei niedrigen Belastungsgeschwindigkeiten zeigte sich ein rein adhäsives Versagen, bei höheren Belastungsgeschwindigkeiten wurden Polymerreste am Aluminium gefunden.

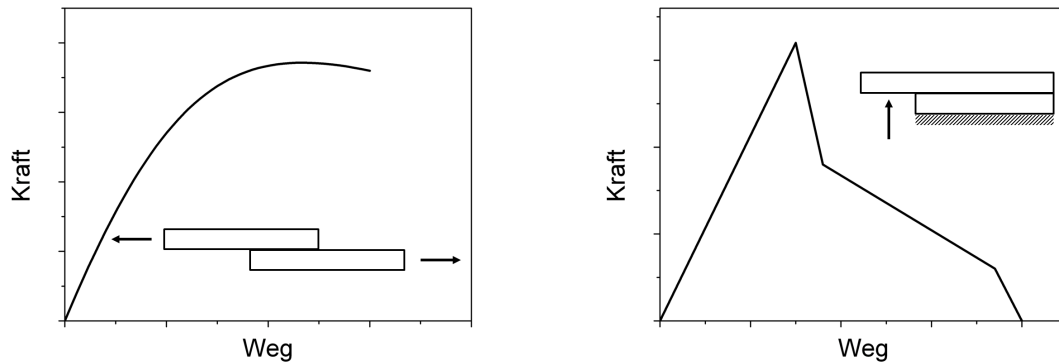


Abbildung 2.10: Kraft-Weg-Kurven von induktionsgeschweißten Hybridverbunden nach Schmeer [65] im Zug-Scher-Versuch (links) und im Quer-Druck-Versuch (rechts)

Zhao [56] untersuchte das Verformungs- und Versagensverhalten von formschlüssigen spritzgegossenen Kunststoff-Metall-Hybridverbunden. Variiert wurde zum einen der verwendete Kunststoff und zum anderen die Geometrie des Formschlusses. Die ermittelten Kraft-Weg-Kurven sind alle nichtlinear (siehe Abbildung 2.11). Auffällig ist, dass sich die Charakteristik der Kurven bei den einzelnen Materialien deutlich unterscheidet. Ein Grund hierfür könnten die von ihm beobachteten verschiedenen Versagensarten sein. Es zeigt sich hier zum Teil ein Abscheren des Formschlusses und zum Teil ein Bindenahtversagen im Formschluss. Die Art der Versagensform scheint abhängig vom gewählten Kunststoff zu sein. Bei einer Variation der Geometrie des Durchbruches wird beobachtet, dass eine Vergrößerung des Formschlussquerschnittes quer zur Last effektiver ist als längs zur Last.

Das komplexe mechanische Verhalten bei mehreren wirksamen Verbindungsmechanismen wurde bisher nicht für Kunststoff-Metall-Hybridverbunde untersucht. Es wurden allerdings Untersuchungen zu Klebungen zwischen Metallen oder endlosfaserverstärkten Verbundwerkstoffen mit Metallen in Kombination mit formschlüssigen Verbindungen, wie Bolzen- oder Nietverbindungen, durchgeführt.

Matsuzaki et al. [66] untersuchen eine Verbindung zwischen einem endlosfaserverstärkten

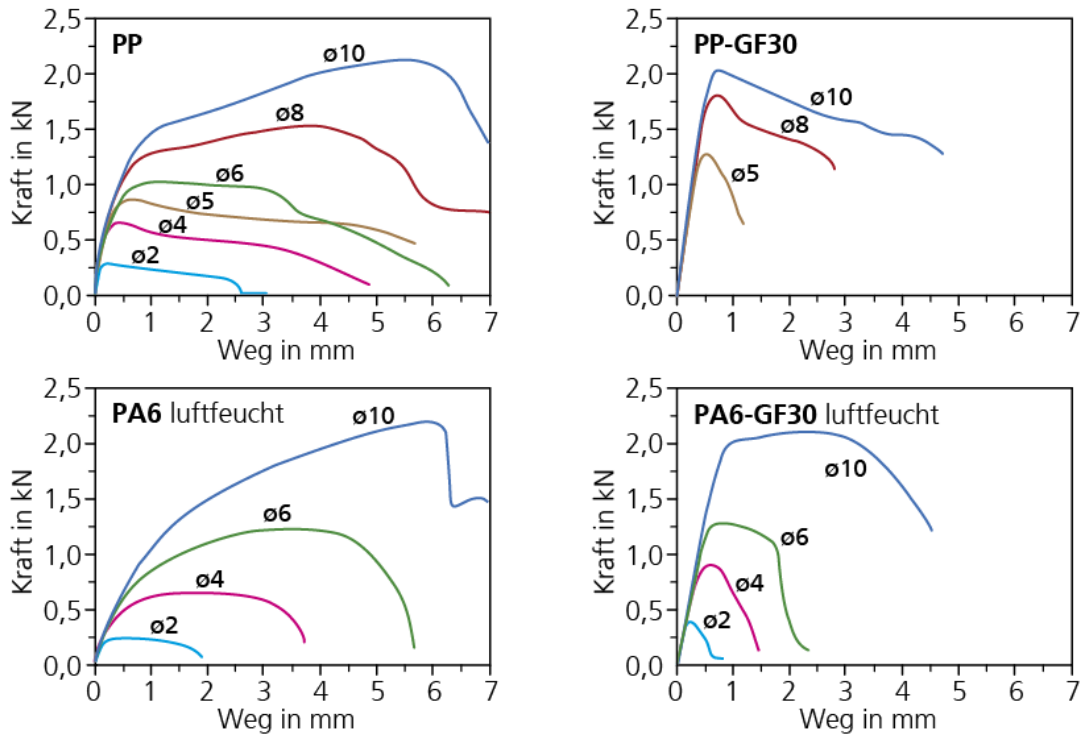


Abbildung 2.11: Kraft-Weg-Kurven von Auszugproben an spritzgegossenen Kunststoff-Metall-Hybridverbunden nach Zhao [56]

Verbundwerkstoff und Aluminium basierend auf einer direkten Adhäsion in Kombination mit einer Bolzenverbindung. Es zeigt sich, dass die Festigkeit der Bolzenverbindung an sich größer als die der adhäsiven Verbindung ist und dadurch die Kombination der Verbindung statisch keine Verbesserung bewirkt. Kweon et al. [67] untersuchen den Einfluss der Klebefestigkeit auf die Festigkeit von kombinierten Klebe-/Bolzenverbindungen. Bei einer hohen Klebefestigkeit bewirken zusätzliche Bolzen keine Verbesserung der Festigkeit. Bei einer niedrigeren Klebefestigkeit ist die Festigkeit der Kombination größer als die jeweiligen Einzelfestigkeiten. Kelly [68] zeigt, dass bei Klebe-/Bolzenverbindungen die Geometrie der Verbindung maßgeblich beeinflusst ob Last vom Bolzen aufgenommen wird oder nicht. Er zeigt außerdem, dass mehr Last vom Bolzen aufgenommen wird, wenn der Klebstoff weniger steif ist [69].

Sadowski et al. [70] stellen das mechanische Verhalten der Kombination von Nietverbindungen und Klebungen zwischen zwei Aluminiumplatten dar. Es zeigt sich, dass sich die Kraft-Weg-Kurve aus einer Kombination der beiden einzelnen Kraft-Weg-Kurven ergibt (siehe Abbildung 2.12). Die Nietverbindung beeinflusst hier vor allem die Energieaufnahme der Verbindung nach dem Versagensbeginn. Die Steifigkeit vor Versagen und auch die Festigkeit wird fast ausschließlich von der Klebung bestimmt.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass Kombinationen je nach gewählter Konfiguration den unterschiedlichsten Einfluss auf das Verformungs- und Versagensverhalten bei statischer Belastung haben können. Weiterführende Untersuchungen zeigen, dass bei kombinierten Verbindungsmechanismen, bei denen unter statischer Belastung die Kombination keine Verbesserung der Eigenschaften gezeigt hat, die Eigenschaften bei zyklischer Belastung verbessert sind [67], [69].

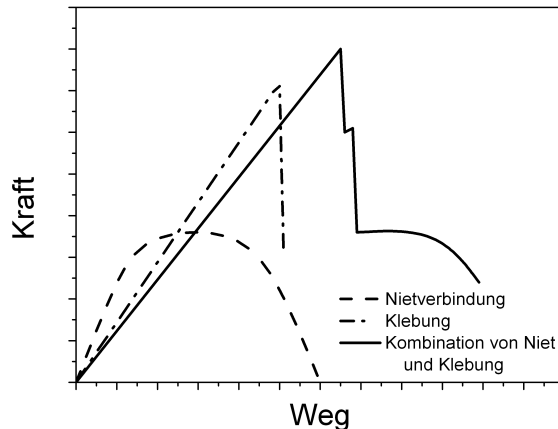


Abbildung 2.12: Schematische Kraft-Weg-Kurven einer Klebeverbindung, einer Nietverbindung mit fünf Nieten und der Kombination von beidem nach Sadowski et al. [70]

Bei der Prüfung von integrativ gefertigten Hybridverbunden ergeben sich einige Herausforderungen. Zum einen muss die häufig deutlich unterschiedliche Steifigkeit der Fügepartner bei der Definition der Probengeometrie und der Interpretation der Ergebnisse betrachtet werden. Außerdem muss natürlich auch die Herstellbarkeit der Proben gewährleistet sein. Die Prüfung von Hybridverbunden ist bisher nicht in Normen festgelegt. Für die Prüfung der Haftung verwenden Schievenbusch [44] (siehe Abbildung 2.13 links) und Zhao [56] jeweils Auszugproben, bei denen der Metalleinleger oben und unten vom Kunststoff umschlossen ist. Für die Prüfung der Formschlussfestigkeit verwenden Zhao [56] (siehe Abbildung 2.13 rechts) und Al-Sheyab [64] ähnliche Probengeometrien.

2.2.3 Auslegung

Die Auslegung von Verbindungen kann mit verschiedenen Methoden erfolgen. Häufig wird eine einfache Vergleichsspannungsrechnung mit empirischen Korrekturfaktoren zur schnellen Berechnung der Tragfähigkeit einer Konstruktion angewandt. Dies geschieht sowohl

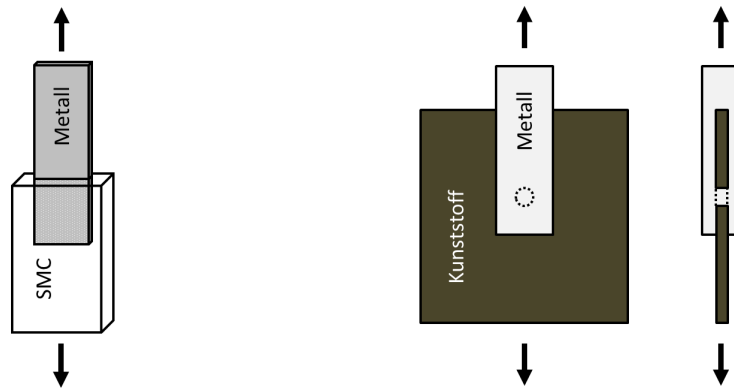


Abbildung 2.13: Zugscherprobe zur Prüfung der Haftung zwischen SMC und Metall nach Schievenbusch [44] (links) und Auszugprobe nach Zhao [56] zur Prüfung der Formschlussfestigkeit zwischen Kunststoff und Metall (rechts)

bei Klebungen [51], [71], als auch zur Auslegung von Niet- bzw. Bolzenverbindungen [41]. Diese Methoden sind zwar effizient, aber häufig auch ungenau. Außerdem kann bei diesen Methoden keine Aussage über das möglicherweise nichtlineare Kraft-Weg-Verhalten und damit auch keine Aussage über die Energieaufnahme beim Versagen getroffen werden. Zusätzlich betrachten diese Methoden nur jeweils eine Art der Verbindung. Kombinationen von Verbindungen können mit diesen Methoden nicht ausgelegt werden.

Daher wurde in den letzten Jahren die Entwicklung von numerischen Methoden vorangetrieben. Diese Methoden werden zum einen in der Auslegung von Flugzeugstrukturen und in der Festigkeits- und Crashberechnung von Fahrzeugstrukturen benötigt. Beispiele hierfür sind numerische Methoden für die Berechnung von Klebverbindungen [72] und Methoden für die Bewertung von Schweißpunkten und Nietverbindungen bei rein metallischen Strukturen [73]. Die Ermittlung der notwendigen Werkstoffparameter ist dabei nicht immer einfach, da zum einen umfangreiche Versuchsmatrizen abgearbeitet werden müssen und zum anderen einige Parameter nicht direkt experimentell zugänglich sind.

Da die hier betrachteten Hybridverbindungen bisher nicht im großen Umfang im Flugzeugbau oder in Fahrzeugstrukturen eingesetzt werden, gibt es bisher keine Methoden die speziell für diese Verbindungen entwickelt und überprüft wurden. Bei klassischen Kunststoff-Metall-Hybridverbunden zeigen Berechnungen eines Trägers nach Lutter [11] eine zufriedenstellende Übereinstimmung der Kraft-Weg-Kurven von Simulation und Experiment. Bei der Modellierung der Anbindungspunkte, in diesem Fall formschlüssige Um- und Durchspritzpunkte besteht allerdings noch Entwicklungsbedarf. Um rein rechnerisch Auslegen zu können, müssen die Modelle eine sehr hohe Genauigkeit aufweisen und es müssen Methoden verfügbar sein, mit denen auch Gesamtfahrzeugberechnungen durchgeführt werden können.

Für die Bewertung von langfaserverstärkten Metall-Hybridstrukturen, die auf verschiedenen Verbindungsmechanismen beruhen, sind derzeit keine Simulationsmethoden verfügbar. Es liegt daher nahe zunächst Methoden, welche für ähnliche Verbindungen entwickelt wurden, anzuwenden und deren Anwendbarkeit zu überprüfen.

3 Experimentelle Untersuchungen

Das Ziel der im Folgenden dargestellten Versuche ist es, zum einen verschiedene Verbindungsarten und Kombinationen von Kunststoff-Metall-Hybridverbunden im Probenmaßstab bezüglich ihrer mechanischen Eigenschaften zu vergleichen und zum anderen das Verformungs- und Versagensverhalten detailliert zu untersuchen, um eine Grundlage für Bewertungen und numerische Simulationen zu schaffen. Hierzu wurden Untersuchungen an einem ausgewählten Materialsystem (PA6.6 GF40 in Kombination mit Stahl) durchgeführt und in einem weiteren Schritt die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Materialsysteme untersucht.

3.1 Material und Methoden

3.1.1 Werkstoffe

In dieser Arbeit wurden langfaserverstärkte Kunststoff-Metall-Hybridverbunde mit drei verschiedenen Matrixwerkstoffen untersucht. Die Basisuntersuchungen und die Detailuntersuchungen wurden mit langglasfaserverstärktem Polyamid 6.6 mit 40 Gewichtsprozent Glasfasern (PA6.6 GF40) durchgeführt. Für die Untersuchungen zur Übertragbarkeit wurde Polypropylen mit 30 Gewichtsprozent Glasfasern (PP GF30) und ein duromeres Sheet Moulding Compound ebenfalls mit 30 Gewichtsprozent Glasfasern (SMC GF30) gewählt. Eine Zusammenstellung der verwendeten Matrixwerkstoffe bzw. des Halbzeugs befindet sich in Tabelle 3.1. Als metallischer Fügepartner kam bei allen untersuchten Verbunden der Karosseriestahl HC420LA (Werkstoffnummer 1.0556) zum Einsatz.

Um einen Anhaltspunkt für die mechanischen Eigenschaften der drei langfaserverstärkten Kunststoffe zu erhalten sind in Tabelle 3.1 zusätzlich die Elastizitätsmodule und die Festigkeiten aufgeführt. Bei den thermoplastischen Werkstoffen sind die Werte in Fließrichtung angegeben (siehe Abbildung 2.4). Die Kennwerte des SMC GF30 sind aus dem Datenblatt des Herstellers Polynt entnommen. Man sieht, dass die Kennwerte für PA6.6 GF40 und SMC GF30 auf einem ähnlichen Niveau liegen. Die von PP GF30 sind geringer. Ein Vergleich mit den Kennwerten von Stahl zeigt, dass die Steifigkeit des

Stahls um den Faktor 19 bei PA6.6GF40 und 50 bei PPGF30 höher ist. Die Festigkeit ist mindestens um das 2,5fache höher.

Tabelle 3.1: Übersicht der verwendeten Werkstoffe

Werkstoff	Matrix	Halbzeug	E-Modul	Zugfestigkeit
PA6.6 GF40	BASF Ultramid A3W	-	11300 MPa [eigene Daten]	131 MPa [eigene Daten]
PP GF30	DOW C711-70RNA	-	4200 MPa [33]	74 MPa [33]
SMC GF30	-	Polynt HUP14	9500 MPa [Polynt]	165 MPa [Polynt]
Stahl HC420LA	-	-	210000 MPa [74]	470 MPa - 590 MPa [DIN EN 10268]

3.1.2 Probengeometrie

Die Charakterisierung des Verformungs- und Versagensverhaltens der zu untersuchenden Verbindungen erfolgte mit Auszugproben. Das Ziel war es, möglichst einfach herstellbare und zu prüfende Probe zu verwenden. In Abbildung 3.1 links ist die Grundgeometrie der Auszugproben dargestellt. Die Proben bestanden aus einem 2 mm dicken metallischen Einleger, welcher bei der Basisvariante über eine Länge von 20 mm durch das LFT umschlossen war. Die Ecken des Einlegers wurden abgerundet um die Spannungskonzentration, welche durch die herstellbedingten Eigenspannungen im LFT entsteht, abzumildern. Die Dicke der LFT Platte betrug 5 mm. Entsprechend der zu untersuchenden Verbindung waren die Einleger teilweise mit einer Bohrung versehen. Bei der Basisuntersuchung hatte die Bohrung einen Durchmesser von 6mm.

Ein Ziel der Arbeit ist die Untersuchung des Einflusses einer stoffschlüssigen Verbindung auf das Verformungs- und Versagensverhalten. Daher wurde die Oberfläche von einem Teil der Metalleinleger durch Korundstrahlen aufgeraut. Das Korundstrahlen erfolgte per Hand mit einem grob gekörnten Strahlmittel (Korund F24, Korngröße: 600 μm bis 800 μm). Die Einleger der Polyamidverbunde, die der Polypropylenverbunde und die der SMC-Verbunde wurden zu unterschiedlichen Zeiten gestrahlt und sind daher als drei Chargen zu sehen. Die sich ergebenden Rauigkeiten wurden mit einem Hommel Tester T8000 von Jenoptik an je drei Einlegern pro Charge bestimmt. Die sich so ergebenden Rauigkeiten des Metalleinlegers für die Polyamidverbunde liegt bei einem Mittelwert der mittleren Rauigkeit (R_a) von 6,1 μm , mit einer relativen Standardabweichung von

5,0 %. Bei den Einlegern für die Polypropylenverbunde liegt die mittlere Rauigkeit (R_a) im Mittel bei $4,3 \mu\text{m}$, die relative Standardabweichung bei 4,1 %. Die mittlere Rauigkeit der Einleger für die SMC-Verbunde liegt bei einem Mittelwert von $4,0 \mu\text{m}$, die relative Standardabweichung bei 8 %. Im Vergleich dazu liegt die mittlere Rauigkeit der nicht gestrahlten Einleger bei $0,29 \mu\text{m}$.

Bei weiterführenden Untersuchungen wurde die Geometrie der Auszugproben verändert. Zum einen wurden Proben mit einer größeren umschlossenen Länge (40 mm und 60 mm) geprüft (Ergebnisse siehe Kapitel 3.3.2 und Kapitel 3.4.3). Zum anderen wurde die Größe, Anzahl und Form der Bohrung bzw. des Durchbruches verändert (Ergebnisse siehe Kapitel 3.5.3).

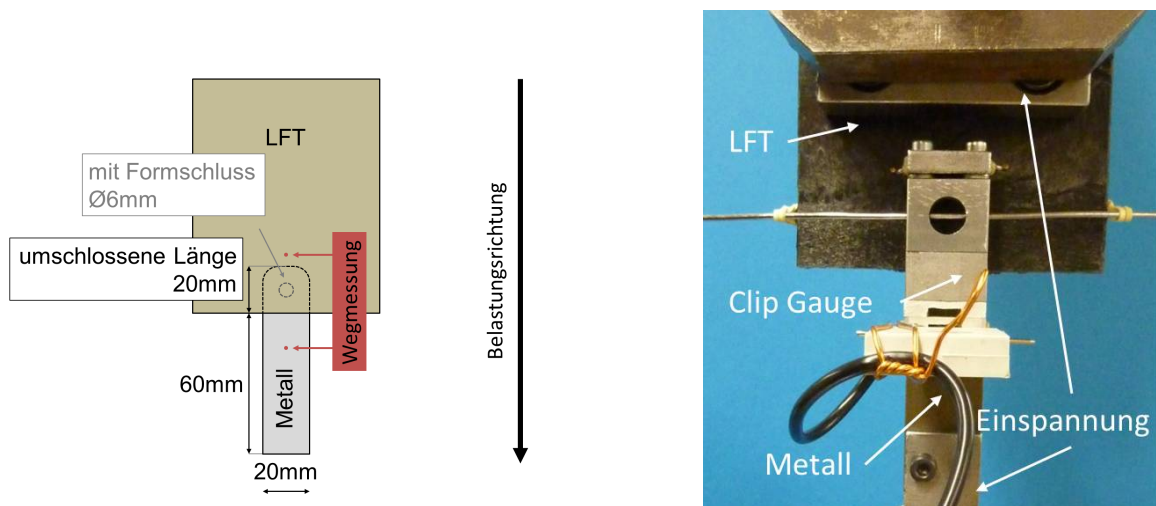


Abbildung 3.1: Links: Geometrie einer Auszugprobe mit Formschluss ($\text{Ø}6 \text{ mm}$) mit einer umschlossenen Länge des Einlegers von 20 mm, rechts: eingespannte Probe inklusive Wegaufnehmer (Clip Gauge)

3.1.3 Probenherstellung

Die Herstellung der LFT Verbunde erfolgte am Fraunhofer ICT im LFT-ILC Fließpressverfahren. Eine allgemeine Beschreibung des Herstellverfahrens befindet sich in Kapitel 2.1.1. Die Herstellung der Hybridverbunde erfolgte integrativ während des Fließpressens. Der metallische Einleger wurde zwischen zwei Plastifikate gelegt und anschließend umpresst. Das heißt, dass die Einleger zunächst komplett umschlossen in einer LFT Platte vorlagen. Die gewünschte Probengeometrie wurde im Nachhinein herausgearbeitet. Durch die prozessbedingten Orientierungen der Fasern waren die Platten gekrümmt, was wiederum eine leichte Krümmung der Probe zur Folge hatte. Durch die gewählte Art der

Herstellung der Auszugproben befanden sich die Metalleinleger und damit die Proben im Einlegebereich des LFT (siehe Abbildung 2.2). Um eine verbesserte Anbindung zwischen LFT und Metall zu erhalten wurden die metallischen Einleger mit aufgerauter Oberfläche vor der Herstellung auf 100°C aufgewärmt.

Die Herstellung der SMC Verbunde erfolgte ebenfalls im Fließpressverfahren. Im Gegensatz zu den LFT Verbunden wurden die Einleger in diesem Fall angeströmt [75]. Der Einleger war bei dieser Art der Herstellung sofort nur im relevanten Bereich vom SMC umschlossen.

3.1.4 Versuchsdurchführung

Die Prüfung erfolgte bei Raumtemperatur. Die Prüfgeschwindigkeit war bei allen Versuchen 1 mm/min. Alle Versuche wurden in Wegregelung durchgeführt. Um die leichte Krümmung der Proben auszugleichen und nicht schon beim Einspannen der Probe die Verbindung zu beschädigen, wurden die Proben mit einer kardanischen Lagerung in der Prüfmaschine befestigt.

Es erfolgte zum einen eine Kraftmessung, zum anderen wurde der Weg bzw. die Dehnung an der Oberfläche der Proben gemessen. Bei einem Teil der Proben erfolgte die Wegmessung zwischen LFT und Metall mittels eines Wegaufnehmers (Clip Gauge) der Firma HBM. Der Weg wird bei diesem Wegaufnehmer von Verformungen abgeleitet die mit Dehnmessstreifen im Inneren des Aufnehmers gemessen werden. Der Wegaufnehmer lag mit einem Messpunkt auf dem Metalleinleger bei einem Abstand zur unteren Kante von 45 mm. Der andere Messpunkt befand sich an der Oberfläche des LFT. Die Ausgangslänge des Wegaufnehmers betrug 40 mm. In Abbildung 3.1 links ist die Position der Messpunkte dargestellt. Abbildung 3.1 rechts zeigt ein Bild einer Probe mit Wegaufnehmer.

Bei den anderen Proben erfolgte eine flächige Dehnungsmessung an der Oberfläche der Proben. Für geschweißte Metall-Faser-Kunststoffverbunde beschreibt Bos [76] verschiedene Möglichkeiten zur Messung der Dehnungen an der Oberfläche von Hybridverbunden. Seine Untersuchungen zeigen, dass das Grauwertkorrelationsverfahren für einen breiten Bereich der Belastungen einsetzbar ist. Beim Grauwertkorrelationsverfahren werden Bewegungen von Pixelanhäufungen (Facetten), welche mit verschiedenen Grauwerten belegt sind über die Versuchsdauer verfolgt. Die Proben müssen dafür vor dem Versuch mit einem Farbmuster besprüht werden. Dies geschieht in der Regel über das Aufbringen von einer Schicht weißem Lack und einer zweiten Schicht mit schwarzen Lackspritzern. Bei der Auswertung wird die Bewegung der Facetten im Vergleich zum unbelasteten Zustand gemessen. Es werden somit Verschiebungen ermittelt, welche dann in Dehnungen umgerechnet werden können. Die Messung kann mit einer einzelnen Kamera erfolgen,

wobei dann nur Verschiebungen in einer bestimmten Ebene gemessen werden können, bzw. werden alle Verschiebungen auf diese Ebene projiziert. Es kann aber auch mit zwei Kameras gemessen werden, hiermit können die Verschiebungen im Raum erfasst werden. Bei dieser Arbeit kam das Dehnungsmesssystem ARAMIS der Firma GOM (Gesellschaft für optische Messtechnik) [77] zum Einsatz, wobei mit zwei Kameras gemessen wurde.

3.2 Basisuntersuchungen

Da auf der einen Seite der Einfluss einer Oberflächenvorbehandlung auf das Verformungs- und Versagensverhalten des Hybridverbundes untersucht werden sollte und auf der anderen Seite gezeigt werden sollte, wie sich ein Durchbruch im Metall auf dieses Verhalten auswirkt, wurden zunächst vier verschiedene Varianten der Probe geprüft. Bei der ersten und zweiten Probenvariante hatte der metallische Einleger keinen Durchbruch, wobei bei der ersten Variante die Oberfläche des Metalleinlegers nur entfettet wurde, während bei der zweiten Variante die Oberfläche des Metalleinlegers durch Strahlen aufgeraut wurde. Die Einleger der dritten und vierten Variante der Probe wurden mit einem kreisrunden Durchbruch mit einem Durchmesser von 6 mm versehen, wobei der Einleger der dritten Variante nur entfettet wurde, während der Einleger der vierten Variante wieder mit Korund gestrahlt wurde. Die untersuchten Varianten sind in Tabelle 3.2 aufgelistet.

Tabelle 3.2: Basisvarianten der Auszugproben

Variante	Durchbruch	Vorbehandlung des Metalleinlegers	Anzahl geprüfte Auszugproben
1	-	entfettet	3
2	-	gestrahlt mit Korund	6
3	(Ø6 mm)	entfettet	6
4	(Ø6 mm)	gestrahlt mit Korund	6

In Abbildung 3.2 sind die Kraft-Weg-Kurven der beiden Varianten ohne Durchbruch im Metall dargestellt. Beide Varianten besitzen zunächst einen linearen Kraftanstieg. Bei Variante 1 liegt das Kraftmaximum bei etwa 0,75 kN. Die Kraft fällt nach dem Erreichen des Maximums nur langsam ab. Die Streuung der Kurven ist hier sehr gering. Im Vergleich dazu zeigt sich bei Variante 2 mit einer gestrahlten Oberfläche ein deutlich verändertes Verhalten. Das Kraftmaximum liegt zwischen 3,5 kN und 5 kN. Nach dem Erreichen des Kraftmaximums ist in den Kurven ein Kraftabfall mit einer großen Wegänderung zu beobachten. Nach dem ersten Kraftabfall ist ein zweiter Kraftanstieg mit einem ähnlichen Verlauf wie bei Variante 1 zu erkennen. Die Streuung der Maximalkräfte beim ersten

Kraftanstieg ist hier deutlich größer. Nach dem zweiten Kraftanstieg ist die Streuung ähnlich gering wie bei Variante 1.

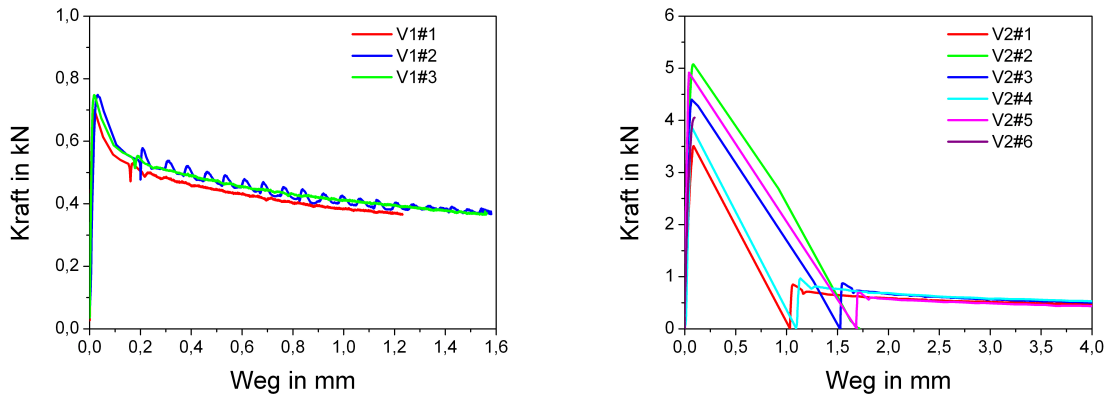


Abbildung 3.2: Kraft-Weg-Kurven der Variante 1 (links) und der Variante 2 (rechts)

Bei den Kraft-Weg-Kurven von Variante 2 fällt auf, dass die Kraft nach dem Kraftmaximum mit einer großen Wegänderung bis auf 0 kN abfällt und danach erst wieder ansteigt, um in einen ähnlichen Verlauf wie bei Variante 1 überzugehen. Bei der Betrachtung einer exemplarischen Kraft-Zeit-Kurve (siehe Abbildung 3.3) sieht man, dass der Kraftabfall zeitlich gesehen schlagartig erfolgt. Danach bleibt die Kraft für eine Zeit bei 0 kN, um dann wieder anzusteigen. Der Grund, weswegen die Kraft auf 0 kN abfallen kann, ist die kardanische Aufhängung der Probe. Die in der Einspannung gespeicherte elastische Energie wird freigesetzt und die Probe kippt zur Seite. Dies wird deutlich bei der Betrachtung der mit ARAMIS gemessenen Oberflächenverschiebungen der Probe (siehe Abbildung 3.3). Kurz vor dem Kraftmaximum hat sich die gesamte Probe im Vergleich zum Ausgangszustand um ca. 0,3 mm verschoben. Diese Verschiebung resultiert aus Setzungsverschiebungen in der Probe. Bei der gewählten Skala sieht man den Verschiebungsunterschied zwischen LFT und Metall durch die Belastung in der Probe auf Grund der hohen Steifigkeit nicht. Kurz nach dem Kraftabfall sieht man, dass die Probe zum einen verkippt und zum anderen insgesamt um 2 mm in Belastungsrichtung verschoben ist. Durch die Wegregelung wird die Probe erst allmählich gerade gezogen und wieder belastet. Nach dem gerade Ziehen stellt sich heraus, dass sich der untere Teil der Probe um 2 mm in Belastungsrichtung und der obere um etwa 1 mm in Belastungsrichtung verschoben hat. Die Differenz entspricht dem mit dem Wegaufnehmer gemessenen Weg von 1 mm. Bei einer kraftgeregelten Prüfung oder einer festen Einspannung in der Prüfmaschine würde sich ein anderer Verlauf zeigen.

In Abbildung 3.4 sind die Kraft-Weg-Kurven der beiden Varianten mit Durchbruch dargestellt. Die Kurven sind nur bis kurz vor dem Erreichen eines schlagartigen Kraft-

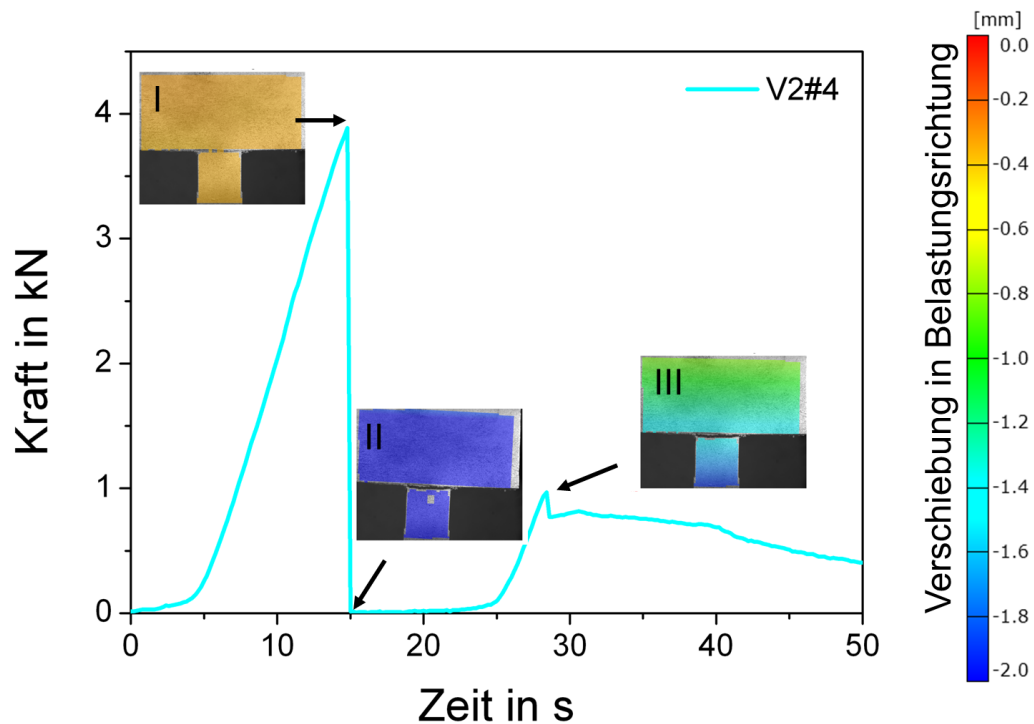


Abbildung 3.3: Kraft-Zeit-Kurven der Variante 2, inklusive der mit ARAMIS gemessenen Oberflächenverschiebungen in Belastungsrichtung

abfalls dargestellt. Bei Variante 3 ergibt sich zunächst ein nahezu linearer Kraftanstieg, anschließend ist das Verhalten der Probe nichtlinear bis zum Versagen. Die Kraftmaxima liegen bei ca. 3,5 kN. Die Kurven besitzen eine geringe Streuung. Die Kraft-Weg-Kurven von Variante 4 mit Durchbruch und gestrahlter Oberfläche weisen wiederum ein deutlich verändertes Verhalten auf. Es zeigt sich ein linearer Kraftanstieg bis zum Kraftmaximum zwischen 4,5 kN und 5 kN. Nach einem ersten Kraftabfall bleibt die Kraft bei etwa 4 kN bis zum Versagen der Probe. Die Kurve eines Versuchs unterscheidet sich von den anderen. Bei dieser Probe liegt das Kraftmaximum deutlich höher bei etwa 7 kN. Nach dem Erreichen des Maximums versagt die Probe hier schlagartig. Die Streuung von Variante 4 ist auch abgesehen von dem beschriebenen Ausreißer höher als bei Variante 3.

In Tabelle 3.3 sind die jeweiligen Kraftmaxima inklusive Mittelwerte und die Standardabweichungen der einzelnen Versuche der Varianten zusammengefasst. Für Variante 1 wurde aufgrund der geringen Probenanzahl keine Standardabweichung ermittelt.

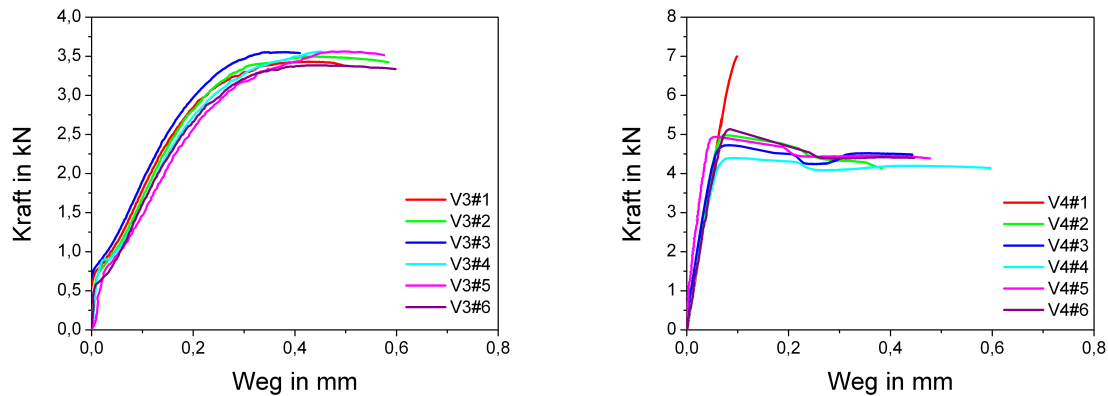


Abbildung 3.4: Kraft-Weg-Kurven der Variante 3 (links) und der Variante 4 (rechts)

Tabelle 3.3: Maximalkräfte, Mittelwerte und Standardabweichungen der Auszugversuche der Basisuntersuchungen

Variante	1	2	3	4
V-x-1	0,75 kN	3,51 kN	3,43 kN	6,99 kN
V-x-2	0,70 kN	5,08 kN	3,50 kN	4,98 kN
V-x-3	0,75 kN	4,40 kN	3,55 kN	4,72 kN
V-x-4		3,89 kN	3,55 kN	4,93 kN
V-x-5		4,91 kN	3,39 kN	5,13 kN
V-x-6		4,06 kN	3,44 kN	4,34 kN
Mittelwert	0,73 kN	4,31 kN	3,38 kN	5,19 kN
Relative Standardabweichung		14,1 %	2,04 %	17,7 %

Um das Verhalten aller Varianten miteinander vergleichen zu können, sind in Abbildung 3.5 exemplarische Kraft-Weg-Kurven der vier Basisvarianten dargestellt, wobei das rechte Diagramm den Anfangsbereich in größerer Auflösung beinhaltet. Man sieht deutlich, dass alle vier Varianten ein unterschiedliches Verhalten aufweisen. Nur der Kraftanstieg am Anfang ist bei allen Varianten nahezu gleich.

Die Verbindung zwischen Materialien kann auf den drei grundlegenden physikalischen Wirkprinzipien (siehe Kapitel 2.2.1) Kraftschluss, Stoffschluss und Formschluss beruhen. Bei den hier untersuchten vier Varianten der Kunststoff-Metall-Hybridverbunde wirken alle Mechanismen jeweils in unterschiedlicher Kombination. Daraus resultiert der deutliche Unterschied der Kraft-Weg-Kurven. Das Ziel der weiterführenden Untersuchungen ist es, die einzelnen Mechanismen weitgehend voneinander zu trennen und ihren Einfluss zu quantifizieren.

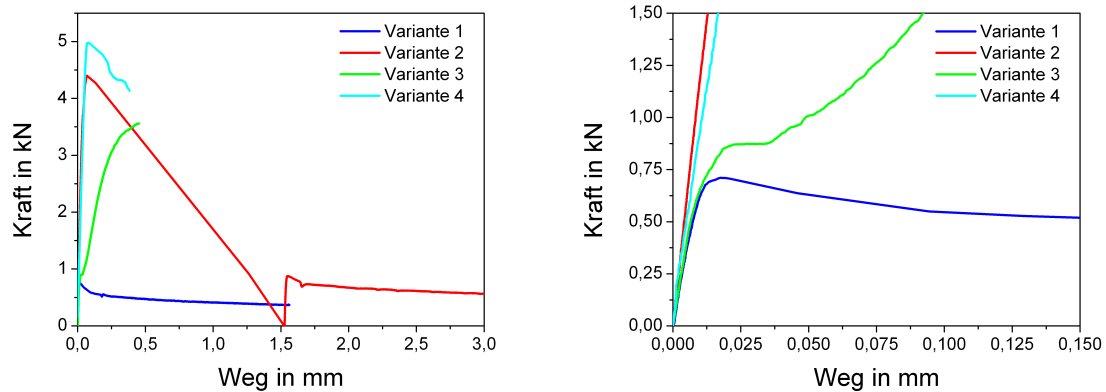


Abbildung 3.5: Exemplarische Kraft-Weg-Kurven der vier Basisvarianten (links), Anfangsbe- reich der exemplarischen Karft-Weg-Kurven (rechts)

3.3 Detailuntersuchungen zur kraftschlüssigen Verbindung

Die Kraftübertragung durch Kraftschluss basiert auf den aus dem Herstellprozess resultierenden Eigenspannungen im Hybridverbund. Der metallische Einleger behindert bei der Abkühlung der Probe im Herstellprozess die Schwindung des LFT. Durch die Eigenspannungen ergibt sich eine Kraft auf die Grenzfläche, welche in Kombination mit Reibung zu einer kraftschlüssigen Verbindung führt. Die durchgeführten experimentellen Untersuchungen sollten daher dazu dienen die Eigenspannungen und die durch sie wirkende Kraft auf die Grenzfläche zu ermitteln. Außerdem sollte das Reibverhalten dargestellt und untersucht werden.

3.3.1 Eigenspannungen

Zur Visualisierung der auf die Grenzfläche wirkenden Kraftkomponenten wurde eine zweidimensionale Finite Elemente Simulation des Hybridverbundes durchgeführt. Für die Simulation wurden die geometrischen Abmessungen der Auszugprobe in der in Abbildung 3.6 links gekennzeichneten Ebene verwendet. Es wurden die Annahmen getroffen, dass sowohl der Stahl als auch das LFT isotrope Ausdehnungskoeffizienten besitzen und dass die Eigenspannungen ausschließlich durch eine Temperaturdifferenz bei der Abkühlung entstehen. In Abbildung 3.6 rechts sind die Kontaktnormalkräfte auf den Metalleinleger dargestellt. Man sieht, dass sich die Kräfte in den Ecken konzentrieren und dass der größere Kraftanteil über die Flanken übertragen wird.



Abbildung 3.6: Auf den Metalleinleger wirkende Kräfte resultierend aus den Eigenspannungen im Hybridverbund

Werden der Einleger und das LFT im Nachhinein voneinander getrennt, entspannen sich die vorhandenen Eigenspannungen und das LFT liegt in einem spannungsfreien Zustand vor. Beim Entspannen verformt sich das LFT. Über die sich ergebenden Verformungen kann auf die Eigenspannungen rückgeschlossen werden. Die am einfachsten experimentell zugänglichen Dehnungen stellen sich an der Oberfläche der Probe ein. Es wurde daher während Auszugversuchen von Proben der Variante 2 Oberflächendehnungen mit ARAMIS aufgenommen. Bei diesen Auszugversuchen wurde der Einleger komplett aus dem LFT herausgezogen.

Mit der ARAMIS Software können die richtungsabhängigen Dehnungskomponenten, die Hauptdehnungen und die von-Mises-Vergleichsdehnungen ausgewertet werden. Da in diesem Fall die Dehnungen, welche aus den Eigenspannungen resultieren, von Interesse waren, wurden hier die Querdehnungen, d.h. die Dehnungen senkrecht zur Lasttrichtung ausgewertet. In Abbildung 3.7 ist schematisch eine Kraft-Weg-Kurve von Versuchen mit Proben der Variante 2 dargestellt, um zu verdeutlichen, welchen Punkten die Dehnungsbilder zugeordnet werden können.

In Abbildung 3.8 sind die Querdehnungen einer Probe mit einer umschlossenen Länge von 20 mm bei Punkt I und Punkt II dargestellt. Durch die Querdehnungen können die Eigenspannungen in der Probenebene quer zur Last erfasst werden. Nach dem Aufbrechen der stoffschlüssigen Verbindung (I) lösen sich die Eigenspannungen, die sich durch die feste Verbindung der beiden Materialien an der Grenzfläche ergeben hatten. Es sind nur noch die Eigenspannungen resultierend aus dem unterschiedlichen Abkühlungs- und Erstarrungsverhalten der Materialien im Hybridverbund vorhanden. In diesem Zustand ergeben sich im Vergleich zum Ausgangszustand Druckdehnungen an den Kanten des Einlegers und leichte Zugdehnungen oberhalb des Metalls. Nachdem der Einleger komplett aus dem LFT heraus gezogen ist (II), stellt sich ein eigenspannungsfreier Zustand ein. An den Kanten liegen Zugdehnungen und oberhalb des Einlegers Druckdehnungen vor. Auch bei der in Abbildung 3.9 dargestellten Proben mit einer umschlossenen Einlegerlänge

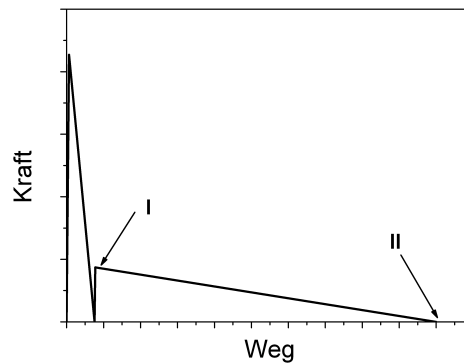


Abbildung 3.7: Schematische Darstellung der Kraft-Weg-Kurven von Variante 2 mit der Definition der Punkte I und II

von 40 mm zeigen sich die beschriebenen Querdehnungen in analoger Weise.

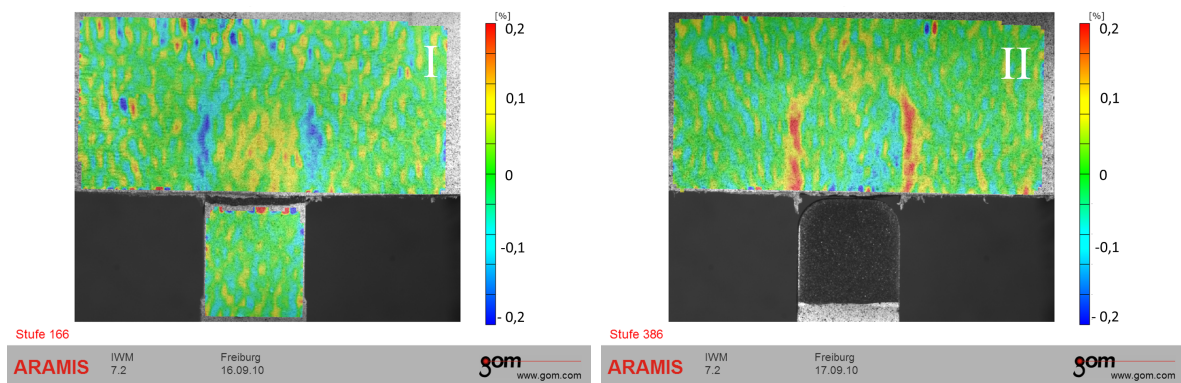


Abbildung 3.8: Querdehnungen ermittelt mit ARAMIS bei I kurz nach dem Aufbrechen der stoffschlüssigen Verbindung (links) und bei II nach dem Auszug des Einlegers (rechts) bei einer Probe mit einer umschlossenen Einlegerlänge von 20 mm (Variante 2)

Die Berechnung der Dehnungen in ARAMIS basiert auf Verschiebungen an der Oberfläche. Dehnungen können daher nur tangential zur Oberfläche ausgewertet werden. Um dennoch eine Information über die Verformung senkrecht zur Oberfläche zu erhalten, ist es mit der ARAMIS Software möglich, die Dickenänderung darzustellen. Die Berechnung der Dickenänderung basiert auf der Annahme, dass das Volumen des Materials während der Belastung konstant ist. Sollte, wie es hier der Fall ist, keine konstante Dehnung über der Dicke der Probe vorliegen, gilt die berechnete Dickenabnahme nur für oberflächennahe Bereiche [77]. In Abbildung 3.10 ist die mit ARAMIS ermittelte Dickenabnahme von Proben mit einer umschlossenen Einlegerlänge von 20 mm und 40 mm dargestellt. Man

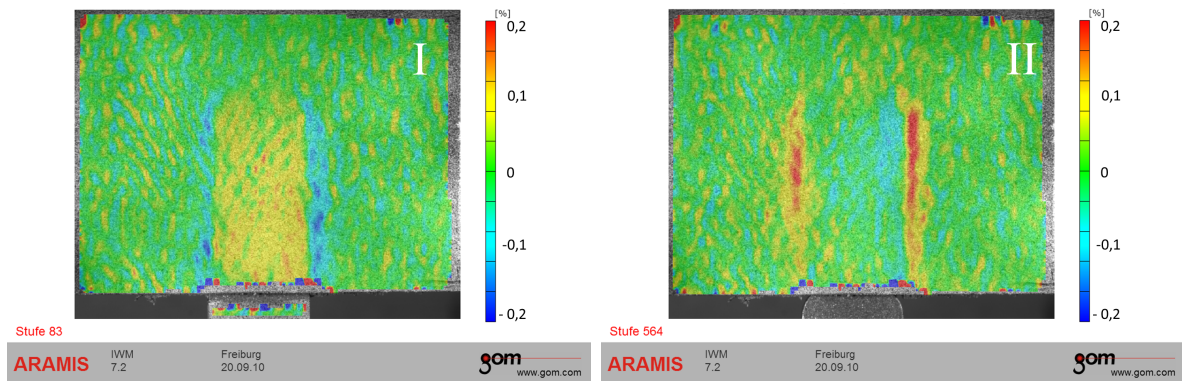


Abbildung 3.9: Querdehnungen ermittelt mit ARAMIS bei I kurz nach dem Aufbrechen der stoffschlüssigen Verbindung (links) und bei II nach dem Auszug des Einlegers (rechts) bei Proben mit einer umschlossenen Einlegerlänge von 40 mm

sieht deutlich, dass die Proben im Bereich des Einlegers nach dem Auszug des Einlegers eine reduzierte Dicke aufweisen. Dies zeigt, dass auch Eigenspannungen über die Plattendickenrichtung im Verbund vorhanden waren.

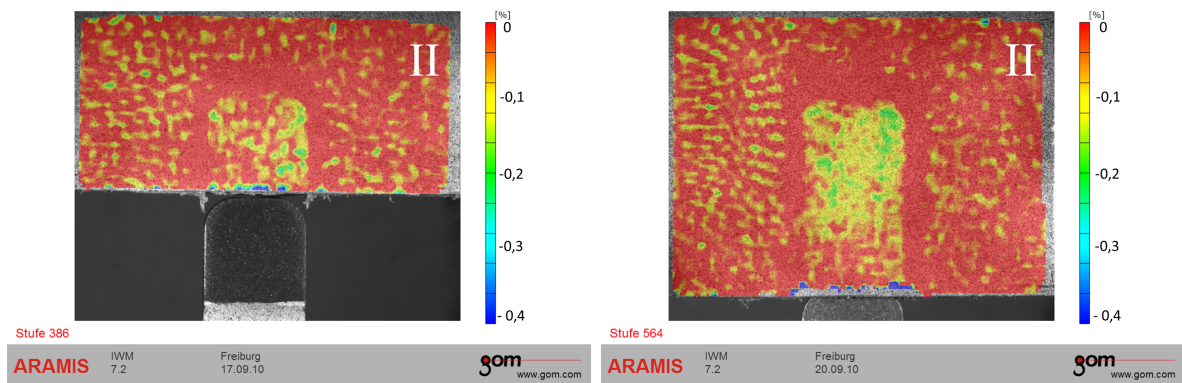


Abbildung 3.10: Dickenabnahme ermittelt mit ARAMIS nach dem Auszug des Einlegers (II) bei einer Probe mit einer umschlossenen Einlegerlänge von 20 mm (links) und einer Probe mit einer umschlossenen Länge von 40 mm (rechts)

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die Dehnungsbilder qualitativ der FEM Simulation (siehe Abbildung 3.6) entsprechen. Durch die Eigenspannungen wirken Kräfte sowohl auf die Flanken (Querdehnungen) als auch auf die Oberfläche (Dickenabnahme) des Einlegers.

3.3.2 Reibung

Um das Reibverhalten des Hybridverbundes zu charakterisieren, wurde bei zwei Auszugversuchen der Variante 2 der Einleger komplett aus dem Kunststoff heraus gezogen. Es ergibt sich der in Abbildung 3.7 schematisch dargestellte Kraft-Weg-Verlauf. Beim ersten Kraftabfall versagt die stoffschlüssige Verbindung. Der zweite Kraftanstieg ist ausschließlich auf die kraftschlüssige Verbindung zurück zu führen. Daher eignen sich diese Versuche gut, um das Haft- und Gleitreibverhalten zu ermitteln. In Abbildung 3.11 sind Kraft-Weg-Kurven von Auszugproben mit umschlossenen Einlegerlängen von 20 mm, 40 mm und 60 mm abgebildet. Die Kraft-Weg-Kurven sind hier erst ab dem zweiten Kraftanstieg nach dem Aufbrechen der stoffschlüssigen Verbindung dargestellt (siehe Abschnitt 3.4). Bei allen Kurven zeigt sich zunächst ein steiler Kraftabfall, welcher bei den 60 mm Proben am deutlichsten ausgeprägt ist. Anschließend fällt die Kraft nahezu linear bis auf 0 kN ab.

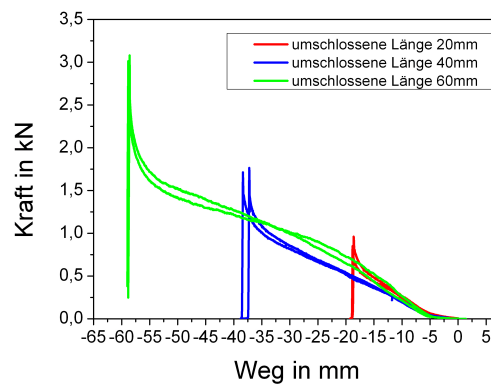


Abbildung 3.11: Komplettauszug von Auszugproben mit unterschiedlichen Einlegerlängen (dargestellt ab dem zweiten Kraftanstieg)

Des weiteren wurden Untersuchungen mittels eines Stift-Scheibe-Tribometers der Firma Wazau zur Ermittlung der Reibkoeffizienten durchgeführt. Hierzu wurden kreisförmige Plättchen mit einem Durchmesser von 8 mm oberhalb des Einlegers aus ungeprüften Auszugproben entnommen und auf dem Stift befestigt. Als Gegenpart wurden Einleger, von denen das LFT vorsichtig abgelöst wurde, auf die Scheibe aufgeklebt. Die Anpresskraft während der Prüfung betrug 500N, die Messrate lag bei 100Hz. Es wurden drei Messungen an der Korund gestrahlten Metalloberfläche und drei an der glatten, entfetteten Metalloberfläche durchgeführt. Die gemessenen Reibkoeffizienten sind in Abbildung 3.12 dargestellt.

Man sieht deutlich, dass sich die Größe und der Verlauf des Reibkoeffizienten über die Prüfstrecke abhängig von der Oberflächenbeschaffenheit des Stahls verändern. Bei einer

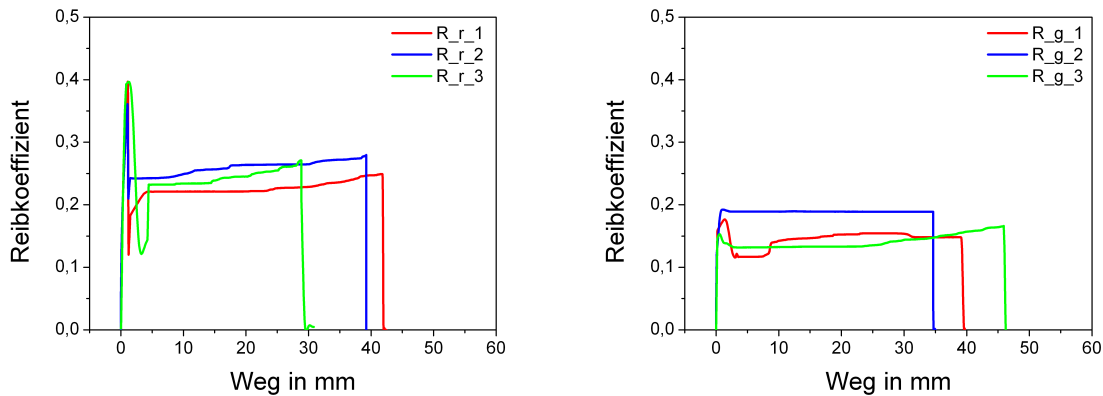


Abbildung 3.12: Reibkoeffizienten der Paarung PA6.6 GF40 mit Stahl abhängig von der Oberflächenbeschaffenheit des Metalls (aufgeraut (links) und glatt (rechts))

aufgerauten Oberfläche ergibt sich ein deutlicher Unterschied zwischen Haftreibung und Gleitreibung. Der Haftreibungskoeffizient liegt im Mittel bei 0,38 und der Gleitreibungskoeffizient bei 0,23. Die Messergebnisse der glatten Oberflächen weisen keinen ausgeprägten Unterschied zwischen Haft- und Gleitreibung auf. Der mittlere Haftreibungskoeffizient liegt hier bei 0,17 der Gleitreibungskoeffizient bei 0,15. In Tabelle 3.4 sind die ermittelten Reibkoeffizienten zusammengefasst.

Tabelle 3.4: Mittlere Reibkoeffizienten bei aufgerauter und bei glatter Stahloberfläche

	Haftreibungskoeffizient	Gleitreibungskoeffizient
aufgeraute Stahloberfläche	0,38	0,23
glatte Stahloberfläche	0,17	0,15

3.3.3 Temperatureinfluss

Da die Eigenspannungen unter anderem aus dem unterschiedlichen negativen Ausdehnungsverhalten beim Abkühlen der Proben nach dem Herstellprozess resultieren, liegt die Hypothese nahe, dass sich das Auszugverhalten von Proben, bei denen die Kraftübertragung auf der kraftschlüssigen Verbindung beruht, bei unterschiedlicher Prüftemperatur ändert. Daher wurden auch Proben bei verschiedenen Temperaturen geprüft [78]. Da die dazu verwendeten Proben aus einer mit unterschiedlichen Prozessparametern hergestellten Charge stammen, können die Ergebnisse nur qualitativ und nicht quantitativ mit den anderen in dieser Arbeit vorgestellten Ergebnissen verglichen werden. Die Proben

entsprechen der in Tabelle 3.2 dargestellten Variante 1, mit dem Unterschied, dass eine leicht angeraute Metalloberfläche vorlag. Die Einleger wurden bei der Verarbeitung nicht vorgewärmt. In Abbildung 3.13 links sind exemplarische Kraft-Weg-Kurven der Auszugversuche bei Temperaturen von -40°C bis 80°C dargestellt. Der Verlauf der Kurven ist ähnlich dem der Variante 1. Man sieht, dass die Maximalkraft mit sinkender Temperatur steigt. Auch die sich nach dem Kraftabfall einstellende Kraft ist bei den Versuchen, welche unterhalb der Raumtemperatur durchgeführt wurden, größer als bei den Versuchen oberhalb der Raumtemperatur. Trägt man die gemessenen Maximalkräfte über der Temperatur auf, zeigt sich ein nahezu linearer Zusammenhang. Bei der Annahme eines konstanten thermischen Ausdehnungskoeffizienten α bestätigt sich somit der lineare Zusammenhang zwischen der Dehnung ϵ und der Temperaturdifferenz ΔT (siehe Gleichung 3.1).

$$\epsilon = \alpha \Delta T \quad (3.1)$$

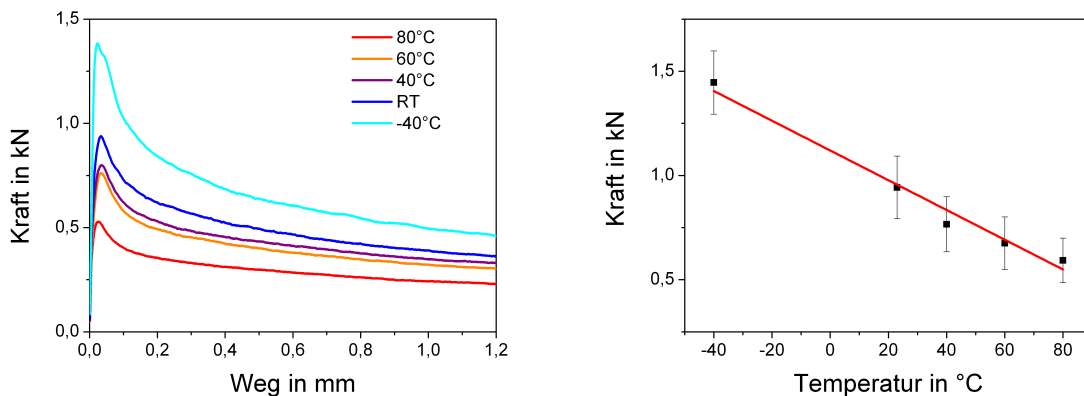


Abbildung 3.13: Exemplarische Kraft-Weg-Kurven von Temperaturversuchen an Auszugproben, Mittelwerte der Maximalkräfte über der Temperatur (rechts)

3.4 Detailuntersuchungen zur stoffschlüssigen Verbindung

Bei mit Korund gestrahlter Oberfläche des Metalleinlegers steigt die Festigkeit des Hybridverbundes auf das Sechsfache im Vergleich zu den ausschließlich entfetteten Metalleinlegern an (siehe Abbildung 3.2). Durch das Strahlen kann sich eine stoffschlüssige

(adhäsive) Verbindung an der Grenzfläche bilden. Die folgenden anhand von Schliffbildern der ungeprüften Proben und rasterelektronenmikroskopischen (REM) Aufnahmen nach dem Versagen der Verbindung durchgeführten Untersuchungen belegen die Ausbildung einer adhäsiven Verbindung. Zudem sollte durch Untersuchungen an Adhäsionsproben und an Proben mit unterschiedlicher Größe die Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung quantifiziert werden.

3.4.1 Schliffbilder

In Abbildung 3.14 sind Schliffe von ungeprüften Auszugproben mit gestrahlter Metalloberfläche im Vergleich zu ungestrahlten dargestellt. Der Stahl erscheint bei der gewählten Beleuchtung des Mikroskops nahezu weiß. Beim LFT sieht man die Polyamidmatrix in dunkelgrau und die Glasfasern in hellgrau. Man erkennt deutlich die unterschiedliche Beschaffenheit der Grenzfläche zwischen LFT und Metall. Durch das Korundstrahlen des Metalleinlegers ergibt sich eine zerklüftete Oberfläche in die das LFT durch die Vorwärmung des Metalleinlegers eindringen kann. Die wirksame Oberfläche zur Bildung von spezifischer Adhäsion wird somit vergrößert und es bildet sich mechanische Adhäsion (Mikroformschluss) aus.

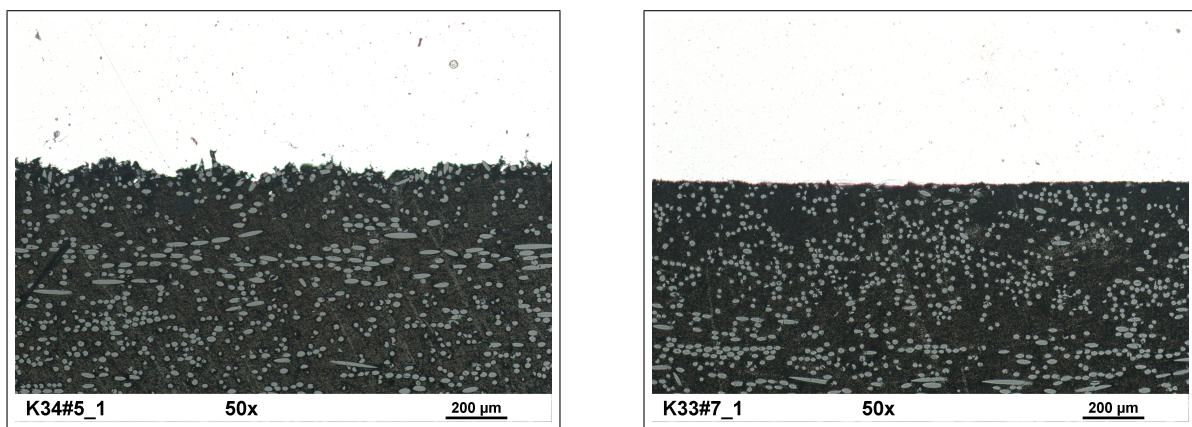


Abbildung 3.14: Schliffbilder von ungeprüften Auszugproben (Metall (weiß), PA6.6 GF40 (grau)) mit aufgerauter (links) und glatter(rechts) Stahloberfläche

3.4.2 Rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen

An der Oberfläche des Stahleinlegers der gestrahlten Proben sind schon mit dem bloßen Auge an einigen Stellen schwarze Punkte sichtbar. Durch rasterelektronenmikroskopische

Untersuchungen sollte gezeigt werden, ob es sich bei den auf der Oberfläche sichtbaren schwarzen Punkten um Polymerreste handelt. Für die Aufnahmen im REM wurden zwei verschiedene Methoden der Bildentstehung genutzt: der Sekundärelektronenkontrast und der Rückstreuielektronenkontrast. Bei der Sekundärelektronenmethode werden die durch die Wechselwirkung der Primärelektronen mit dem zu untersuchenden Objekt aus der Oberfläche austretenden Sekundärelektronen detektiert. Diese Methode eignet sich besonders zur Darstellung der Oberflächentopographie der Probe. Bei der Rückstreuielektronenmethode werden die Primärelektronen, die von der Oberfläche zurückgestreut werden, detektiert. Die Menge der Rückstreuielektronen ist von der Ordnungszahl und damit vom gescannten Material abhängig. Materialien mit unterschiedlichen Ordnungszahlen erscheinen im Bild in unterschiedlicher Helligkeit.

In Abbildung 3.15 sind rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen am Rand und in der Mitte eines Einlegers bei mittlerer Vergrößerung dargestellt. Die Untersuchungen eines Einlegers der Variante 2 zeigen, dass Polymerreste auf der Oberfläche vorhanden sind. Sehr deutlich wird dies vor allem mit der Rückstreuielektronenmethode. Auf der gesamten Probe sind Rückstände unterschiedlicher Größe vorhanden. Auffällig ist, dass deutlich mehr und großflächigere Rückstände am Rand des Einlegers vorhanden sind. Die Polymerreste in der Mitte sind kleiner.

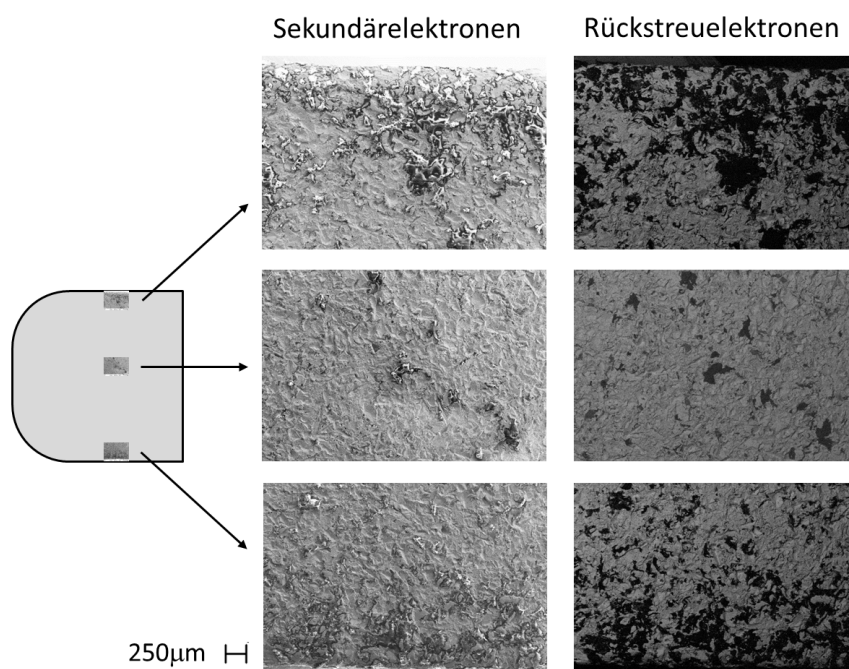


Abbildung 3.15: Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen eines Einlegers der Variante 2 nach dem Versagen bei mittlerer Vergrößerung

Bei entsprechender Vergrößerung erkennt man die zerklüftete Metalloberfläche und ein Polymerpartikel, welches in einer Vertiefung des Metalls verankert ist (siehe Abbildung 3.16) und eine abgescherte Oberfläche aufweist.

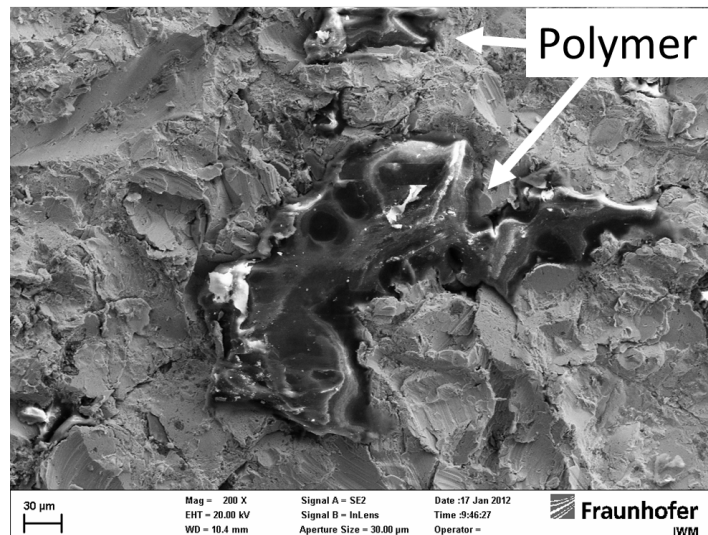


Abbildung 3.16: Rasterelektronenmikroskopische Aufnahme eines Einlegers der Variante 2 nach dem Versagen bei einer höheren Vergrößerung

3.4.3 Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung

Betrachtet man die Auszugprobe der Varianten 1 und 2 ähnelt die Geometrie im Querschnitt einer zweiseitig überlappten Zug-Scher-Probe welche zur Prüfung von Klebungen verwendet wird [51]. Durch den zentrischen Kraftangriff ergibt sich eine reine Schubbelastung in der Grenzfläche. Die Schubspannungen an der Grenzfläche sind allerdings, ähnlich wie bei Klebverbindungen, nicht gleichmäßig verteilt. Durch die Verformung der Fügepartner ergibt sich eine zusätzliche Spannungskomponente. Die Spannung ist an den Enden der Verbindung größer als in der Mitte. Da anders als bei den meisten Klebverbindungen die Fügepartner der LFT-Stahl-Verbindung ein deutlich unterschiedliches Verformungsverhalten besitzen, ergibt sich kein symmetrischer Spannungsverlauf. In Abbildung 3.17 ist ein Schnitt durch die Auszugprobe der Varianten ohne Durchbruch im Bereich der Verbindung, inklusive einer schematischen Darstellung der Spannungsverteilung, dargestellt.

Da bei der Auszugprobe der Einleger komplett von LFT umschlossen ist, tragen mehrere Mechanismen (Kraft- und Stoffschluss) zur Kraftübertragung bei. Um die Wirkung der Mechanismen zu separieren, wurden Adhäsionsproben aus modifizierten Auszugproben

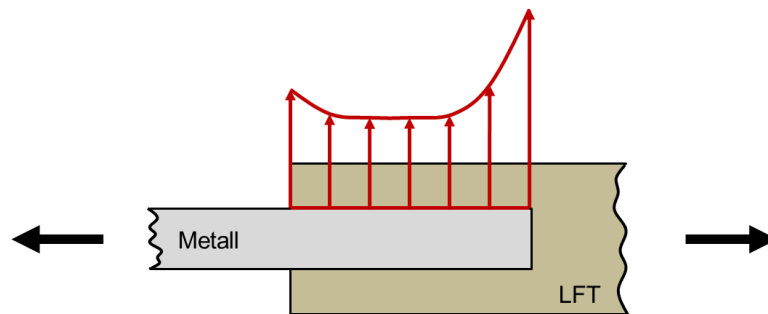


Abbildung 3.17: Schnitt durch Auszugprobe ohne Durchbruch mit schematischer Spannungsverteilung in der Grenzfläche resultierend aus der stoffschlüssigen Verbindung

hergestellt. Der Kraftschluss sollte hierbei so gut wie möglich aufgelöst werden, so dass nur Adhäsionskräfte zur Kraftübertragung beitragen. Wie in Abbildung 3.18 links dargestellt, wurden die Auszugproben dahingehend modifiziert, dass das LFT an beiden Seiten des Einlegers abgefräst wurde. Für die Adhäsionsproben wurden Auszugproben der Variante 2 verwendet. Die Versuche wurden analog zu den Auszugversuchen mit 1 mm/min und bei Raumtemperatur durchgeführt. Die Messung der Längenänderung erfolgte auch hier mit einem Wegaufnehmer der Firma HBM.

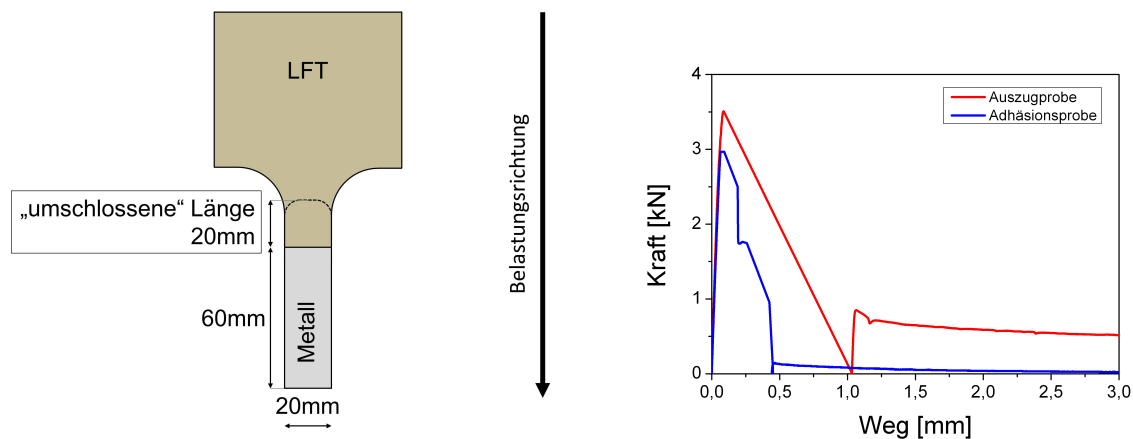


Abbildung 3.18: Adhäsionsprobe (links), Vergleich einer exemplarischen Kraft-Weg-Kurve der Adhäsionsproben mit einer der Basisvariante (Variante 2) (rechts)

In Abbildung 3.18 rechts ist exemplarisch eine Kraft-Weg-Kurve der Adhäsionsproben im Vergleich zu einer der Auszugproben von Variante 2 dargestellt. Der Kraftanstieg ist bei diesen beiden Proben gleich, nach dem Kraftabfall wird im Unterschied zur Auszugprobe bei der Adhäsionsprobe nahezu keine Kraft mehr übertragen. In Tabelle 3.5

sind die mit den Adhäsionsproben ermittelten Maximalkräfte dargestellt. Der Mittelwert der Maximalkräfte liegt mit 2,90kN unter dem mit den Auszugproben der Variante 2 ermittelten Wert von 4,31 kN. Allerdings ist die Streuung der Ergebnisse sehr hoch.

Tabelle 3.5: Mit Adhäsionsproben ermittelte Maximalkräfte

	Maximalkraft in kN
Ad-1	4,04 kN
Ad-2	2,08 kN
Ad-3	4,30 kN
Ad-4	1,55 kN
Ad-5	2,46 kN
Ad-6	2,97 kN
Mittelwert	2,90 kN
Relative Standardabweichung	37,6 %

Als weitere Versuchsreihe zur Beschreibung der Festigkeit der stoffschlüssigen Kraftübertragung wurden Auszugproben der Variante 2 (mit Oberflächenvorbehandlung des Metalleinlegers ohne Durchbruch) mit veränderter umschlossener Länge des Metalleinlegers unter den gleichen Prüfbedingungen wie bei den Basisuntersuchungen geprüft. Anstelle von 20 mm waren hier 40 mm und 60 mm des Einlegers umschlossen (siehe Abbildung 3.1). Um die Versuche miteinander vergleichen zu können, wurden fiktive Gesamtgrenzflächenfestigkeiten ermittelt. Bei der Berechnung der fiktiven Grenzflächenfestigkeit wurde davon ausgegangen, dass die komplette Kraft durch die stoffschlüssigen Verbindung übertragen wird. Die Berechnung erfolgte über das Verhältnis von maximaler Auszugskraft zu Einlegeroberfläche. Aufgrund des Strahlens der Einleger nur auf der Ober- und Unterseite, wurden nur diese Flächen als wirksame Oberfläche verwendet. Die inhomogene Spannungsverteilung (siehe Abbildung 3.17) wurde somit bei der Berechnung vernachlässigt. In Abbildung 3.19 sind die fiktiven Grenzflächenfestigkeiten der jeweiligen Auszugsversuche dargestellt. Die Streuung aller Proben ist ähnlich hoch. Die Proben mit einem längeren Einleger besitzen tendenziell eine niedrigere fiktive Grenzflächenfestigkeit.

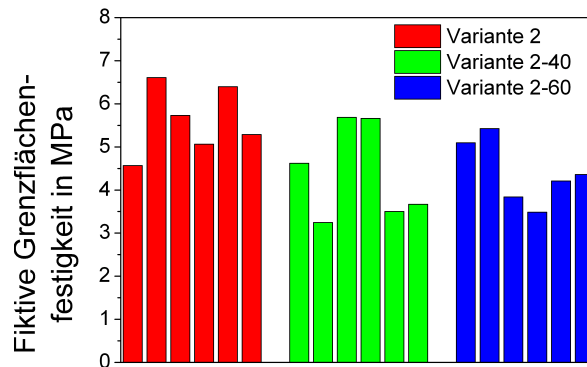


Abbildung 3.19: Fiktive Grenzflächenfestigkeit bei Variation der umschlossenen Einlegerlänge

3.5 Detailuntersuchungen zur formschlüssigen Verbindung

Über das Durchdringen der Durchbrüche im Metall durch das LFT entsteht eine formschlüssige Verbindung. In Abbildung 3.20 links ist ein schematischer Schnitt der formschlüssigen Verbindung im Bereich des Durchbruches dargestellt. Die Kraftübertragung zwischen LFT und Metall beim Auszugversuch erfolgt ähnlich wie bei einer klassischen Bolzenverbindung (siehe Kapitel 2.2.1.3). Das LFT hat hier die Rolle des Bolzens und eines Fügepartners. Um die Belastung in der formschlüssigen Verbindungen zu visualisieren wurde eine linear elastische FE Simulation mit dem in Kapitel 4 beschriebenen Viertelmodell durchgeführt. In Abbildung 3.20 Mitte und rechts ist die Spannungsverteilung im Formschluss dargestellt. Der Metalleinleger drückt auf den Formschluss, es ergeben sich dadurch Druckspannungen im LFT. Die Kraftübertragung vom Formschluss auf das restliche LFT erfolgt durch eine Schubbelastung im Übergang. Im restlichen LFT ergeben sich Zugspannungen.

3.5.1 Faserverteilung

Das mechanische Verhalten von Verbundwerkstoffen wie langfaserverstärkten Thermoplasten ist stark von der sich im Prozess ergebenden Faserorientierung abhängig (siehe Kapitel 2.1.1). Zur Darstellung der Faserorientierung bieten sich Aufnahmen mit dem Computertomographen an.

Um eine Referenz der Faserverteilung außerhalb des Formschlusses zu haben, wurden Proben aus Bereichen neben der Auszugprobe im Computertomographen untersucht.

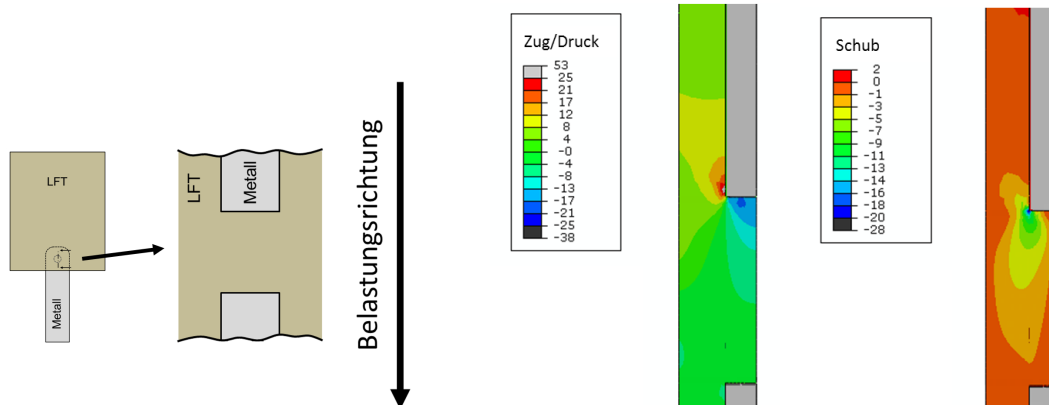


Abbildung 3.20: Schnitt der formschlüssigen Verbindung (links) und Spannungsverteilung in MPa im Formschluss (Mitte und rechts)

Aufgrund der großen Plattendicke von 5 mm ist eine exakte Auflösung der einzelnen Fasern nicht möglich, allerdings wird der Verlauf der Fasern sichtbar. Eine 3D-Rekonstruktion der Aufnahmen ist in Abbildung 3.21 links dargestellt. Man sieht deutlich den geschichteten Aufbau des LFTs. Die meisten Fasern liegen in der Plattenebene.

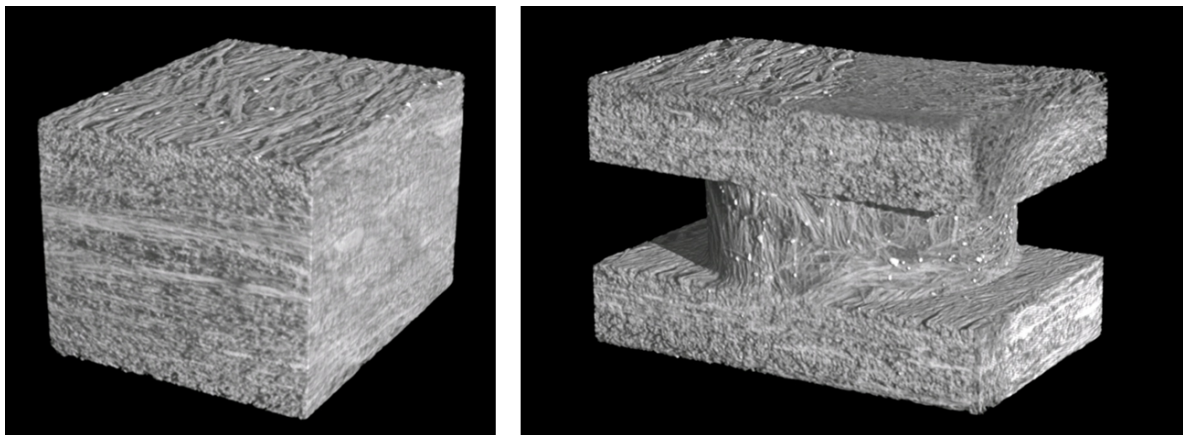


Abbildung 3.21: Computertomographische 3D-Rekonstruktionen von PA6.6 GF40 im Einlegebereich (links) und im Bereich des Formschlusses (rechts)

Da bei computertomographischen Aufnahmen große Dichteunterschiede wie bei Stahl und LFT Probleme bei der Aufnahme bereiten, mussten die Auszugproben so präpariert werden, dass nur noch das LFT Gerüst der formschlüssigen Probe übrig blieb. Hierbei wurde die Auszugprobe zunächst grob zersägt und dann so geschliffen, dass der Metallinleger zweigeteilt und somit einfach entfernt werden konnte. Das LFT Gerüst wurde

dann im Computertomographen gescannt (siehe Abbildung 3.21 (rechts)).

In Abbildung 3.22 sind drei Schnitte aus der computertomographischen Aufnahme durch den Formschluss dargestellt. Die Schnittebene des mittleren Bildes befindet sich in der Mitte des Formschlusses, während die Schnittebene der äußeren Bilder zwischen Mitte und Rand liegt. Die Faserverteilung im Formschluss unterscheidet sich deutlich von der im restlichen Material. Durch den Herstellprozess werden die Fasern in den Formschluss hineingezogen und es ergibt sich, anders als im ungestörten Bereich, eine für LFT-Werkstoffe untypische dreidimensionale Faserverteilung. Der typische Schichtaufbau ist nicht mehr vorhanden.

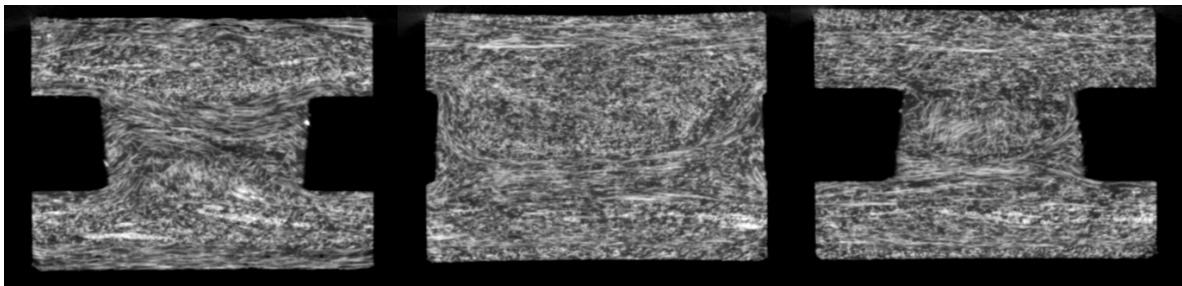


Abbildung 3.22: Computertomographische Einzelaufnahmen des LFT im Formschluss

3.5.2 Untersuchungen zum Versagensverhalten

Bei einigen Proben wurde der Versuch direkt nach dem ersten Kraftabfall gestoppt, die Probe entlastet und Schliffe durch die Mitte des Formschlussquerschnitts hergestellt. In Abbildung 3.23 sind Bilder der angefertigten Schliffe zu sehen. Man sieht, dass der Riss immer an einer der beiden im Bild oben dargestellten Einlegerecken initiiert. Der Verlauf des Risses ist unterschiedlich, teilweise läuft er gerade entlang der erwarteten Scherfläche (rechts), teilweise läuft er nach innen.

Die Betrachtung der Bruchfläche nach dem Versagen des Formschlusses ist nicht ohne weiteres möglich. Würde man den Auszugversuch so lange fortsetzen bis Metall und LFT komplett voneinander getrennt sind, würde man die entstandene Bruchfläche zerstören. Eine Möglichkeit zum Freilegen der entstandenen Bruchfläche ist das Abkühlen der Probe mit flüssigem Stickstoff und das anschließende Aufbrechen. Bei diesem Verfahren kann die ursprüngliche Bruchfläche von der nachträglich durch Aufbrechen entstandenen, optisch unterschieden werden. Das so entstandene Teil der Probe ist in Abbildung 3.24 links dargestellt. Man kann erkennen, dass die Bruchfläche im Formschluss konkav geformt ist. Ein bei der Untersuchung der Bruchfläche im Rasterelektronenmikroskop entstandenes Bild ist in Abbildung 3.24 rechts dargestellt. Die bogenförmige Kante des Formschlusses

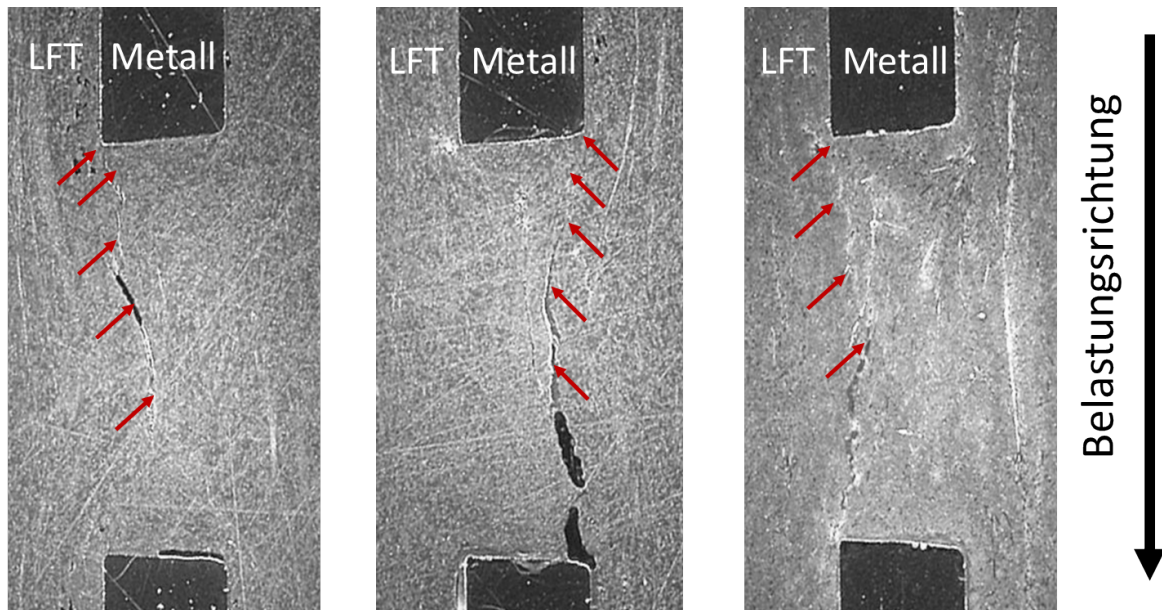


Abbildung 3.23: Schliffbilder von Proben mit Formschluss die kurz nach dem ersten Kraftabfall entlastet wurden

erscheint in diesem Fall durch Aufladungen in weiß. Der Bereich links davon zeigt die entstandene Bruchfläche des Formschlusses. Man sieht deutlich, dass der Bruch entlang der Fasern läuft.

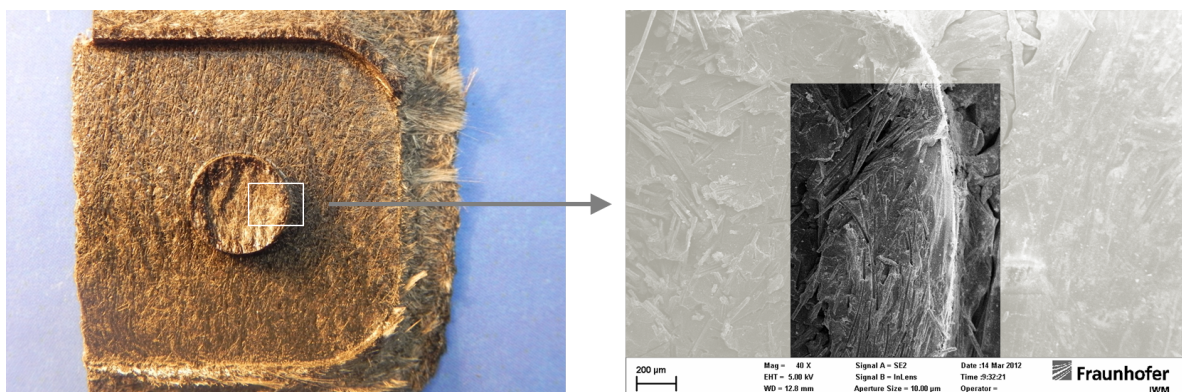
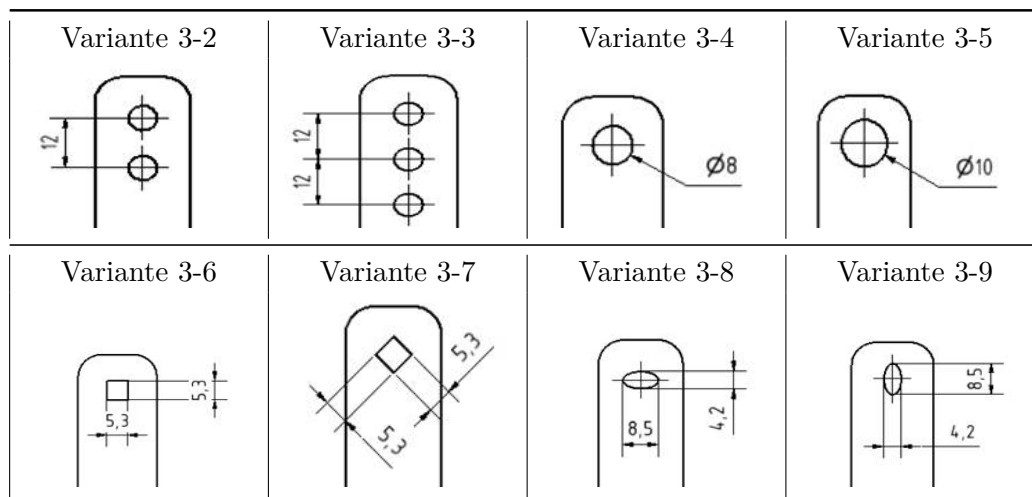


Abbildung 3.24: Aufnahmen der Bruchfläche der formschlüssigen Verbindung mit dem Rasterelektronenmikroskop

3.5.3 Variation der Formschlussgeometrie

Um den Einfluss von Anzahl, Größe und Form der Durchbrüche im Metalleinleger auf den Formschluss zwischen LFT und Metall zu untersuchen, wurden verschiedene Varianten von Durchbrüchen untersucht. Da die bei dieser Versuchsserie geprüften Auszugproben aus einer anderen Herstellungsladung stammten, wurden auch Proben mit der gleichen Geometrie, wie die in der Basisuntersuchung verwendete Variante 3 mit einem kreisrunden Durchbruch mit 6 mm Durchmesser untersucht. Sie wird hier als Variante 3-1 bezeichnet. Bei den Varianten 3-2 und 3-3 wurde die Anzahl der Durchbrüche mit dem jeweils gleichen Durchmesser wie in Variante 3-1 erhöht. Bei den Varianten 3-4 und 3-5 wurde der Durchmesser des einzigen Durchbruchs erhöht und bei den Varianten 3-6 bis 3-9 wurde die Form des Durchbruchs bei im Vergleich zur Variante 3-1 gleichbleibender Querschnittsfläche variiert. Die Prüfung dieser Varianten erfolgte analog zur Basisuntersuchung [79]. In Tabelle 3.6 sind die geprüften Varianten des Metalleinlegers gegenübergestellt.

Tabelle 3.6: Variation der Geometrie des Durchbruchs im Metalleinleger



In Abbildung 3.25 links sind die maximalen Auszugkräfte der geprüften Varianten dargestellt. Es zeigt sich wie erwartet eine Zunahme der Auszugkräfte bei einer Erhöhung der Anzahl der Durchbrüche und Zunahme der Größe des Durchbruchs. Die Form des Durchbruchs hat bei gleichbleibender Querschnittsfläche im Rahmen der Streuung keinen großen Einfluss auf die Formschlussfestigkeit. Tendenziell zeigt die kreisrunde Geometrie (Variante 3-1) im Vergleich zu den anderen Geometrien (Variante 3-6 bis 3-9) die besten Ergebnisse. Im Vergleich der beiden Herstellungsladungen sieht man, dass die Streuung bei den Basisuntersuchungen deutlich geringer ist, als bei den Untersuchungen zur Formschlussgeometrie. Der Mittelwert ist bei den Basisuntersuchungen etwas höher.

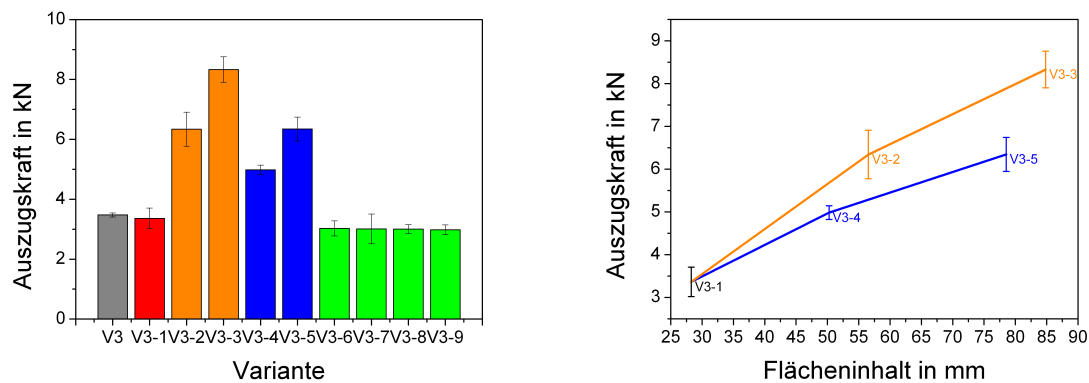


Abbildung 3.25: Einfluss der Formschlussgeometrie auf die Auszugskraft (links), Kraftsteigerung im Verhältnis zum Flächeninhalt (rechts)

Um den Einfluss der Änderung der Anzahl mit der Änderung der Größe der Durchbrüche miteinander vergleichen zu können, ist in Abbildung 3.25 rechts der jeweilige Mittelwert der Auszugskräfte über den Gesamtflächeninhalt der Durchbrüche dargestellt. Weder bei einer Vergrößerung der Durchbrüche noch bei einer größeren Anzahl ergibt sich ein linearer Kraftanstieg.

3.5.4 Scherversagen von LFT

Da das Versagen der formschlüssigen Verbindung durch ein Scherversagen des LFTs ausgelöst wird, sollte die Scherfestigkeit von PA6.6 GF40 ermittelt werden. Für die Ermittlung der Scherfestigkeit musste aufgrund der Anisotropie des LFTs eine Probengeometrie ausgewählt werden, mit der die Scherfestigkeit senkrecht zur Plattenebene ermittelt werden kann. Ähnliche prüftechnische Fragestellungen ergeben sich bei der Charakterisierung der interlaminaren Scherfestigkeit endlosfaserverstärkter Verbundwerkstoffe. Versuche, welche sich bei der Prüfung von faserverstärkten Keramiken etabliert haben, sind Druck-Scher-Versuche [80]. Beim Druck-Scher-Versuch werden gekerbte Proben zwischen zwei Druckstempeln bis zum Scherversagen belastet (siehe Abbildung 3.26 links).

Da faserverstärkte Keramiken deutlich steifer als langfaserverstärkte Thermoplaste sind, sollte untersucht werden, inwieweit sich die Probenform hier eignet. Bei Vorversuchen mit verschiedenen großen Scherflächen stellte sich heraus, dass nur bei Scherflächen von 3 mm mal 20 mm oder kleiner ein Scherversagen in der Probe auftritt. Bei einer zu groß gewählten Scherfläche trat Druck- bzw. Zugversagen im Bereich der Kerbe auf. Um den Einfluss der gewählten Größe der Scherfläche, der Orientierung der Proben in der

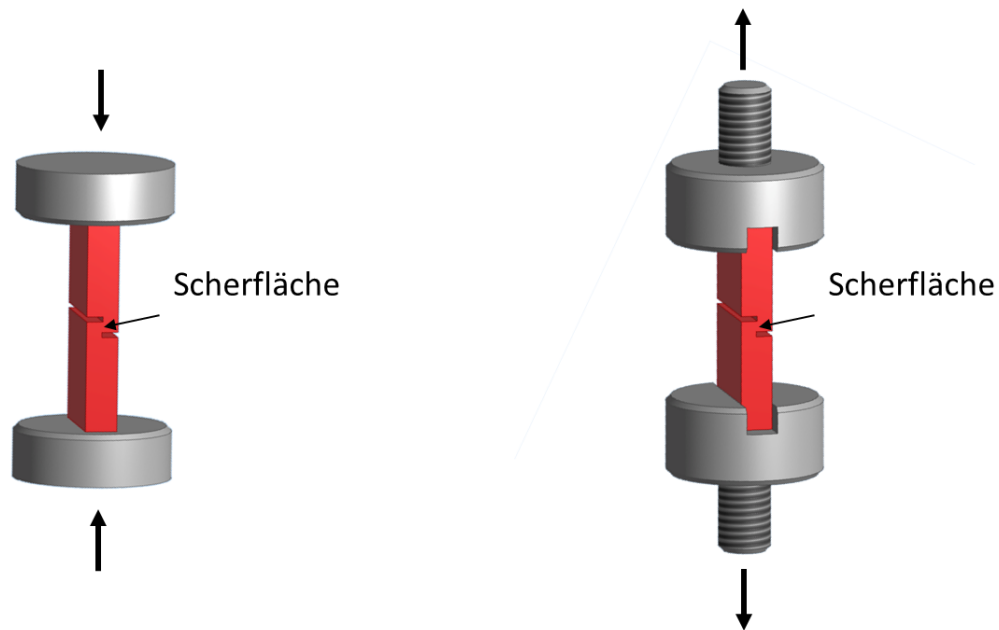


Abbildung 3.26: Schematische Darstellung eines Druck-Scher-Versuches (links) und eines Zug-Scher-Versuches (rechts)

LFT Platte und der Kerbgeometrie bei Druck-Scher-Versuchen mit langfaserverstärkten Thermoplasten zu ermitteln, wurden vier verschiedene Versuchsreihen durchgeführt (siehe Tabelle 3.7). Bei einer Scherfläche von 3 mm mal 20 mm wurde die Entnahmerichtung der Proben aus der Platte geändert. Es wurde hier im Einlegebereich in 0° und 90° geprüft (Versuchsreihen I und II). In einer weiteren Versuchsreihe (Versuchsreihe III) wurde die Scherfläche auf 2 mm mal 20 mm verkleinert. In einer vierten Versuchsreihe wurde die Geometrie der Kerbe von einer keilförmigen Kerbe zu einer schlitzförmigen verändert (Versuchsreihe V).

Da die Scherbelastung in der Auszugprobe eher einer Zug-Scher-Belastung als einer Druck-Scher-Belastung ähnelt, wurden außerdem Zug-Scher-Versuche durchgeführt. In diesem Fall wurde die Probe verlängert und in Spannbacken so eingespannt, dass sich wie bei den Druck-Scher-Proben eine freie Prüflänge zwischen den Einspannungen von 30 mm ergibt (siehe Abbildung 3.26 rechts). Die Scherfläche der Zug-Scher-Proben wurde auf 2 mm mal 20 mm gewählt, da bei Vorversuchen mit einer größeren Scherfläche kein Scherversagen der Proben auftrat. Bei den Zug-Scher-Versuchen wurden analog zu den Druck-Scher-Versuchen zwei verschiedene Kerbgeometrien (keilförmig (Versuchsreihe IV) und schlitzförmig (Versuchsreihe VI)) untersucht. In Tabelle 3.7 sind die geprüften Varianten inklusive der Ergebnisse (mittlere Scherfestigkeit und Standardabweichung)

zusammengefasst. Außerdem ist exemplarisch jeweils eine der versagten Proben abgebildet.

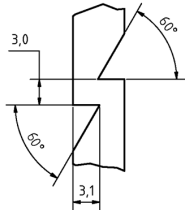
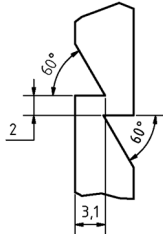
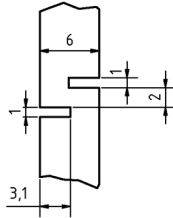





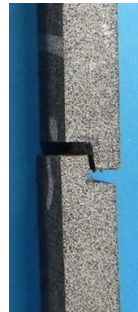
Die ermittelte Scherfestigkeit ist bei jeder der Versuchsreihen unterschiedlich. Durch die Änderung der Orientierung ergibt sich eine Spanne für die mittlere Scherfestigkeit von 43 MPa bis 48 MPa. Diese ist jedoch deutlich geringer als die Spanne bei Zugversuchen an PA6.6 GF40 unterschiedlicher Orientierung (siehe Abbildung 4.1). Bei einer Verkleinerung der Scherfläche steigt die Festigkeit leicht von 48 MPa auf 50 MPa an und die Streuung verringert sich etwas. Die Differenz liegt jedoch fast im Streubereich. Bei einer schlitzförmigen Kerbe erhöht sich die Festigkeit wiederum um 2 MPa von 50 MPa auf 52 MPa. Den deutlichsten Unterschied zwischen den Festigkeiten sieht man bei der Variation der Belastungsrichtung. Die zugbelasteten Scherproben besitzen eine deutlich geringere Festigkeit von 41 MPa bei den keilförmigen und 44 MPa bei den geschlitzten, im Vergleich zu den druckbelasteten Proben.

Gründe für die Unterschiede liegen in den unterschiedlichen Belastungssituationen im Bereich der Scherfläche. Wie bei allen Scherproben ergibt sich keine konstante Scherbelastung. Im Bereich der Kerben überlagern sich Druck- bzw. Zugspannungen. Dies entspricht den Beobachtungen, die bei faserverstärkten Keramiken gemacht wurden [80]. Eine überlagerte Druckspannung an den Kerben wirkt sich günstiger aus als eine überlagerte Zugspannung. Daher liegen die ermittelten Scherfestigkeiten der Druck-Scher-Versuche über denen der Zug-Scher-Versuche.

Bei der Betrachtung der Bruchflächen der Scherproben zeigen sich verschiedene Bereiche. Die Bruchflächen sind nicht eben, sondern zerklüftet. Bei genauerer Betrachtung sieht man, dass die Faserorientierung über der Bruchfläche nicht konstant ist. Es gibt Bereiche in denen die Fasern sehr stark orientiert sind, in anderen Bereichen erscheinen sie eher ungeordnet. In Abbildung 3.27 sind exemplarisch zwei rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen einer Scher-Bruchfläche einer Probe der Versuchsreihe III dargestellt. Im linken Bild ist ein Bereich mit einer sehr regelmäßigen Orientierung der Fasern abgebildet, im rechten liegen sie eher ungeordnet vor.

In beiden Bereichen sieht man frei liegende Fasern, was auf ein Versagen der Grenzfläche zwischen Faser und Matrix zurückzuführen ist. In Abbildung 3.28 ist die Bruchfläche bei einer stärkeren Vergrößerung dargestellt. Neben frei liegenden Grenzflächen werden hier die Bruchflächen der Matrix in den Bereichen zwischen den Fasern sichtbar.

Tabelle 3.7: Geprüfte Versuchsreihen zur Untersuchung der Scherfestigkeit von PA6.6 GF40

	I	II	III	IV	V	VI
Belastungsrichtung	Druck	Druck	Druck	Zug	Druck	Zug
Kerbe	Keil	Keil	Keil	Keil	Schlitz	Schlitz
Scherfläche	3 mm x 20 mm	3 mm x 20 mm	2 mm x 20 mm	2 mm x 20 mm	2 mm x 20 mm	2 mm x 20 mm
Probengeometrie						
Orientierung	0°	90°	0°	0°	0°	0°
Probenanzahl	11	11	6	6	6	6
Mittelwert Scherfestigkeit	47,93 MPa	43,41 MPa	49,69 MPa	41,06 MPa	51,78 MPa	44,16 MPa
Relative Standardabw.	7,78 %	7,49 %	1,38 %	5,55 %	4,21 %	7,11 %
Probe nach Bruch						

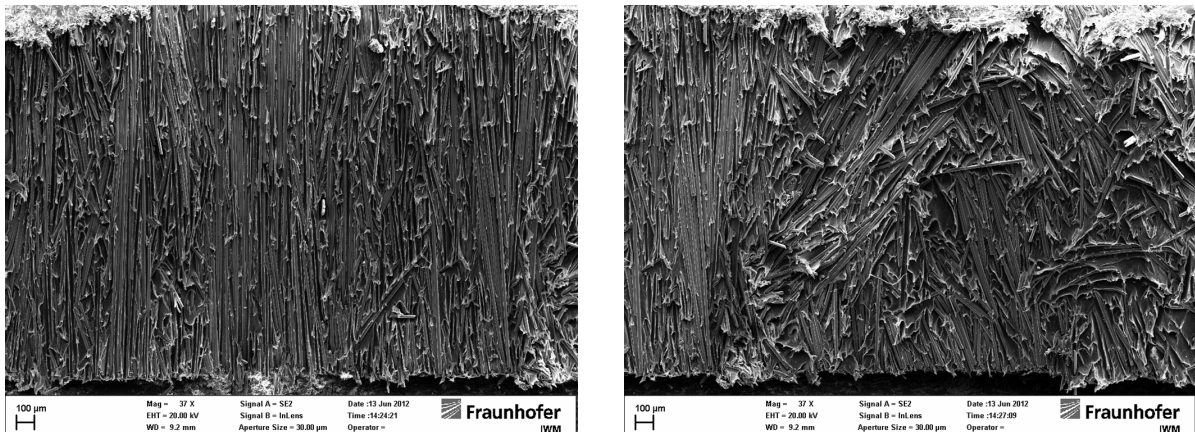


Abbildung 3.27: Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen der Scherfläche einer Druck-Scher-Probe der Versuchsreihe III

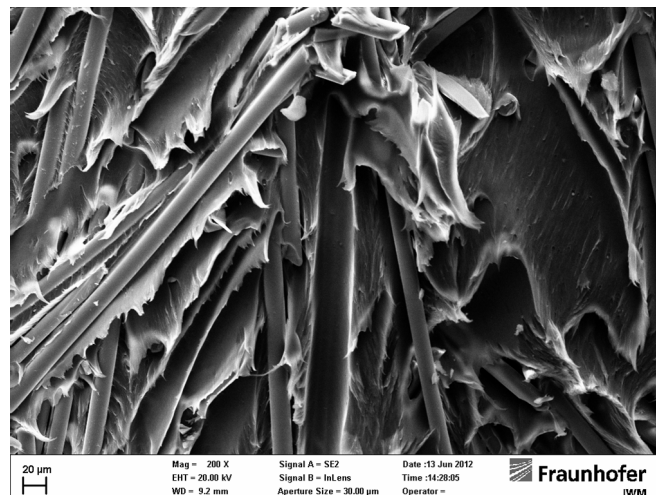


Abbildung 3.28: Rasterelektronenmikroskopische Aufnahme der Scherfläche einer Druck-Scher-Probe der Versuchsreihe III bei größerer Vergrößerung

3.6 Untersuchungen mit anderen Kunststoff-Metall-Hybrid-Verbunden

Um die Übertragbarkeit der entwickelten Modellvorstellung des Verformungs- und Versagensverhaltens auf andere Materialsysteme zu untersuchen, wurden zusätzlich Auszugversuche an Hybridverbunden aus langglasfaserverstärktem Polypropylen mit 30 Gewichtsprozent Glasfasern (PP GF30) und Stahl durchgeführt. Als weitere Variante

wurden Auszugversuche an einer Kombination aus einem Sheet Moulding Compound (SMC GF30) und Stahl betrachtet.

3.6.1 PP GF30

Der am häufigsten im Fließpressverfahren verarbeitete Thermoplast ist Polypropylen. Daher wurden auch Auszugversuche an PP GF30 in Kombination mit Stahl untersucht. Die Herstellung der Proben erfolgte analog zu denen mit PA6.6 GF40. Geprüft wurden die gleichen Varianten wie bei den Basisuntersuchungen mit Polyamid (siehe Abschnitt 3.2). Zusätzlich wurden bei Variante PP-3 und PP-4 Proben mit größeren Durchmessern des Durchbruches, bei ansonsten unveränderter Abmessung der Proben, untersucht (PP-3-2, PP-3-3, PP-4-2 und PP-4-3). In Tabelle 3.8 sind die acht untersuchten Varianten dargestellt. Die Prüfungen und Messungen erfolgten analog zu den Basisuntersuchungen an Polyamid. Bei Variante PP-1 ergab sich ein Fehler bei der Prüfung einer Probe, daher konnten hier nur fünf gültige Versuche ausgewertet werden. Bei Variante PP-4 war eine der Messungen mit dem Wegaufnehmer fehlerhaft und ist daher nicht in den Kraft-Weg-Diagrammen (siehe Abbildung 3.30) dargestellt.

Tabelle 3.8: Geprüfte Varianten aus PP GF30 mit Stahl

Variante	Formschluss	Vorbehandlung des Metalleinlegers	Anzahl geprüfte Auszugroben
PP-1	-	entfettet	5
PP-2	-	gestrahlt mit Korund	6
PP-3	(\varnothing 6 mm)	entfettet	6
PP-3-2	(\varnothing 8 mm)	entfettet	6
PP-3-3	(\varnothing 10 mm)	entfettet	6
PP-4	(\varnothing 6 mm)	gestrahlt mit Korund	6
PP-4-2	(\varnothing 8 mm)	gestrahlt mit Korund	6
PP-4-3	(\varnothing 10 mm)	gestrahlt mit Korund	6

In Abbildung 3.29 sind die Kraft-Weg-Kurven der beiden PP Varianten ohne Durchbruch (PP-1 und PP-2) im Metall dargestellt. Beide Varianten zeigen zunächst einen linearen Kraftanstieg. Bei Variante PP-1 ergibt sich nach dem Kraftmaximum von nur etwa 0,14 kN ein geringer Kraftabfall, danach stellt sich eine nahezu konstante Auszugkraft ein. Variante PP-2, mit einer gestrahlten Oberfläche und vorgewärmtem Einleger, weist ein deutlich verändertes Verhalten auf. Das Kraftmaximum liegt hier bei ca 4 kN. Nach dem Erreichen des Kraftmaximums kommt es zu einem plötzlichen Kraftabfall. Im weiteren Verlauf ergibt sich ein zweiter Kraftanstieg, der dann ähnlich wie bei Variante PP-1 in

einer nahezu konstanten Auszugskraft mündet. Bei einer der Proben von Variante PP-2 liegt die Maximalkraft auf einem deutlich niedrigeren Kraftniveau als bei den restlichen Proben. Der prinzipielle Kraft-Weg-Verlauf ist allerdings ähnlich wie bei den anderen. Die ermittelte Auszugskraft liegt im Bereich der anderen Proben. Ohne diesen Ausreißer ist die Streuung relativ gering.

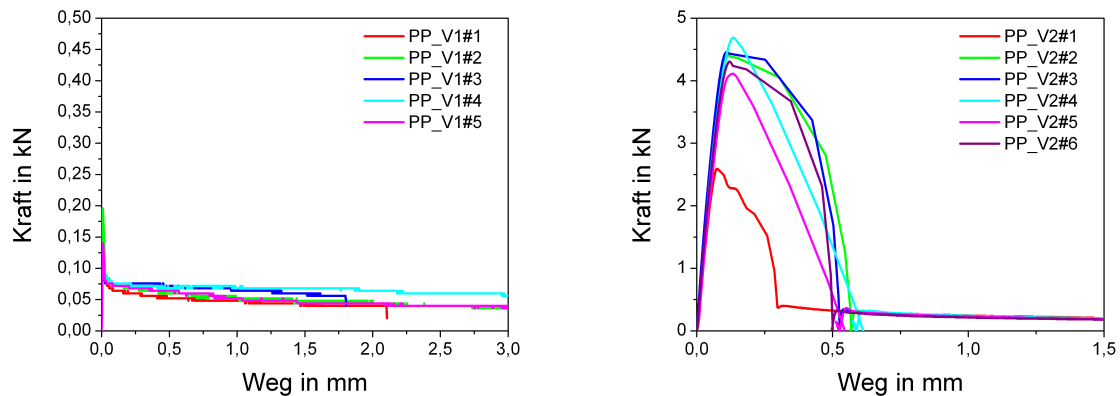


Abbildung 3.29: Kraft-Weg-Kurven der PP Variante 1 (links) und der PP Variante 2 (rechts)

In Abbildung 3.30 sind die Ergebnisse der beiden Varianten mit einem Durchbruch ($\varnothing 6$ mm) dargestellt. Die Ergebnisse der Variante PP-3 weisen ein nichtlineares Verformungsverhalten vor dem Versagen auf. Die Maximalkraft liegt bei 1,1 kN. Das Verhalten von Variante PP-4 mit gestrahlter Oberfläche ist deutlich anders. Die Kraft steigt nahezu linear bis zum Maximum bei ca. 4,6 kN an. Nach einem deutlichen Kraftabfall verbleibt die Kraft bei etwa 1,2 kN und fällt dann langsam ab.

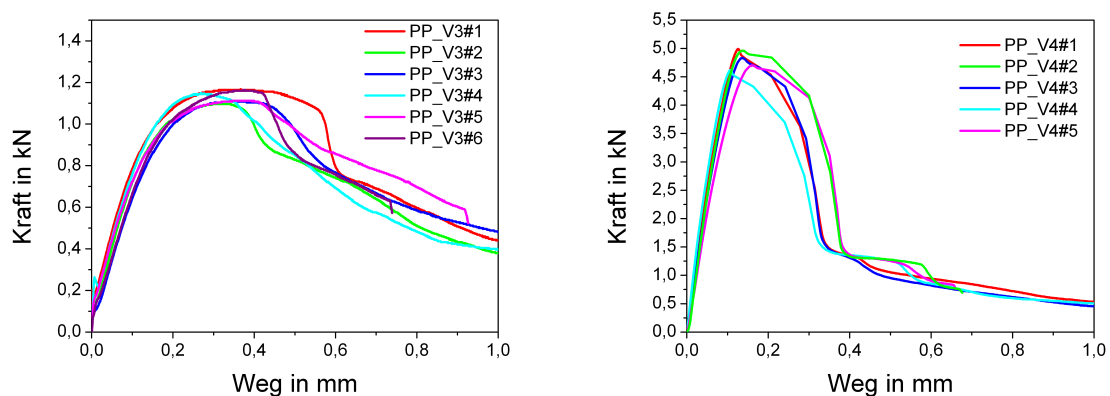


Abbildung 3.30: Kraft-Weg-Kurven der PP Variante 3 (links) und der PP Variante 4 (rechts)

In Abbildung 3.31 sind die Ergebnisse der Varianten 3 und 4 mit vergrößertem Durchbruch

dargestellt. Man sieht, dass eine Vergrößerung des Durchbruches das Kraftmaximum bei Variante 3 anhebt. Bei Variante 4 bleibt das Maximum nahezu unverändert. Ein größerer Durchbruch führt hier zu einer Erhöhung der Kraft nach dem ersten deutlichen Kraftabfall. In Tabelle 3.9 sind die Maximalkräfte der einzelnen Versuche und die Mittelwerte und Standardabweichungen der Varianten zusammengefasst.

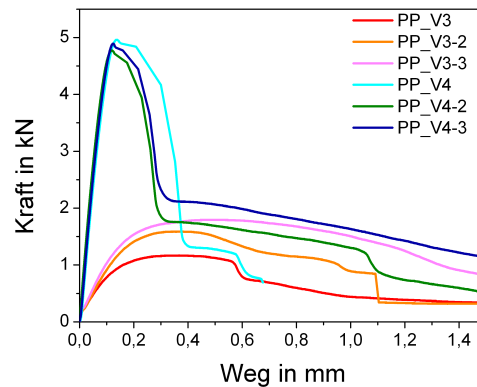


Abbildung 3.31: Kraft-Weg-Kurven der PP Varianten 3, 3-2 (\varnothing 8 mm) und 3-3 (\varnothing 10 mm) und der PP Variante 4, 4-2 (\varnothing 8 mm) und 4-3 (\varnothing 10 mm)

Tabelle 3.9: Maximalkräfte, Mittelwerte und Standardabweichungen der Auszugversuche der PP GF30 Hybridproben

Variante	1	2	3	3-2	3-3	4	4-2	4-3
PP-V-x-1	0,14 kN	2,58 kN	1,16 kN	1,46 kN	1,86 kN	4,99 kN	4,72 kN	4,43 kN
PP-V-x-2	0,20 kN	4,41 kN	1,09 kN	1,53 kN	1,86 kN	4,83 kN	4,90 kN	4,95 kN
PP-V-x-3	0,09 kN	4,45 kN	1,12 kN	1,41 kN	1,89 kN	4,61 kN	4,86 kN	4,40 kN
PP-V-x-4	0,13 kN	4,69 kN	1,14 kN	1,50 kN	1,79 kN	4,70 kN	4,28 kN	4,42 kN
PP-V-x-5	0,14 kN	4,11 kN	1,11 kN	1,46 kN	1,82 kN	4,96 kN	4,79 kN	4,89 kN
PP-V-x-6		4,30 kN	1,17 kN	1,59 kN	1,78 kN	3,63 kN	4,77 kN	4,83 kN
Mittelw.	0,14 kN	4,09 kN	1,13 kN	1,49 kN	1,83 kN	4,62 kN	4,72 kN	4,66 kN
Relative St.-abw.	26,4 %	18,63 %	2,74 %	4,09 %	2,40 %	11,0 %	4,72 %	5,7 %

3.6.2 Sheet Moulding Compound (SMC)

Sheet Moulding Compounds (SMC) sind ebenfalls langfaserverstärkte Verbundwerkstoffe, allerdings mit duromerer Matrix. Die Herstellung der Proben erfolgte ebenfalls im Fließpressverfahren. Für die hier dargestellten Versuche wurden Auszugproben der gleichen

Geometrie wie bei den LFT-Hybrid-Verbunden verwendet. Im Unterschied zu den LFT Proben wurde der Einleger allerdings während des Prozesses vom SMC umströmt [75]. Der Glasfaseranteil lag hier wie bei den Polypropylenverbunden bei 30 Gewichtsprozent. Geprüft wurden in diesem Fall drei verschiedene Varianten. Die Varianten entsprechen den ersten drei Basisvarianten von PA6.6 GF40.

Tabelle 3.10: Geprüfte Varianten aus SMC mit Stahl

Variante	Formschluss	Vorbehandlung des Metalleinlegers	Anzahl geprüfte Auszugproben
SMC-V1	-	entfettet	3
SMC-V2	-	gestrahlt mit Korund	3
SMC-V3	(Ø6 mm)	entfettet	3

In Abbildung 3.32 links sind die maximalen Auszugkräfte der drei geprüften SMC Varianten dargestellt. Die unbehandelte Variante (SMC-V1) ohne Formschluss liegt bei einem Mittelwert von 3,34 kN. Im Vergleich dazu steigt die Festigkeit bei einer gestrahlten Oberfläche des Metalleinlegers auf 7,54 kN an (SMC-V2). Die Variante (SMC-V3) mit Formschluss erreicht bei einem Mittelwert von 3,36 kN die gleiche Festigkeit wie die entsprechende Variante ohne Formschluss. Vergleicht man exemplarische Kraft-Weg-Kurven der unbehandelten Varianten SMC-V1 und SMC-V3 (siehe Abbildung 3.32 rechts), sieht man, dass der Verlauf bis zum Kraftmaximum deckungsgleich ist. Bei der Variante ohne Formschluss fällt die Kraft bis auf 0 kN ab, um dann wieder etwas anzusteigen und in einen leicht abfallenden Verlauf der Auszugkraft überzugehen. Bei der Variante mit Formschluss fällt die Kraft zunächst nur auf etwa 1,5 kN ab, um von diesem Kraftniveau mit deutlicher Neigung weiter abzunehmen.

Zur detaillierteren Untersuchung der formschlüssigen Variante wurden Auszugproben im Computertomographen untersucht. Da computertomographische Aufnahmen mit einem Stahleinleger auf Grund der hohen Dichte des Stahls nicht durchführbar waren, wurde anstelle des Stahls Aluminium als Einleger in das SMC integriert. Ansonsten entspricht die untersuchte Konfiguration der Variante SMC-V3. In Abbildung 3.33 links sind drei Schnittbilder aus dem Bereich des Formschlusses dargestellt. Es fällt auf, dass die Fasern in den Formschluss hineingezogen werden. Es ergeben sich aber auch Fehlstellen. Die dunklere Färbung könnte auf einen geringeren Fasergehalt im Bereich des Formschlusses zurückgeführt werden.

Bei der Variante mit einer gestrahlten Oberfläche des Metalleinlegers verändert sich das Bruchverhalten. Nach dem Versuch sind deutliche Polymerreste am Metalleinleger zu erkennen. In Abbildung 3.33 ist exemplarisch ein Ausschnitt der Oberfläche eines Metalleinlegers dargestellt. Der Metalleinleger erscheint hier in silbergrauer Farbe, das

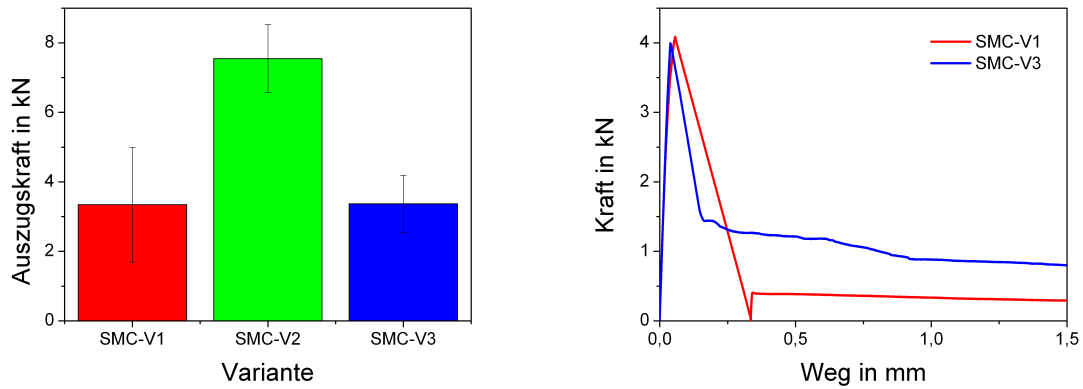


Abbildung 3.32: Vergleich der maximalen Auszugskräfte der drei SMC-Hybrid Varianten (links), exemplarische Kraft-Weg-Kurven der Varianten SMC-1 und SMC-3 (rechts)

SMC ist weiß. In diesem Fall hat in einigen Bereichen nicht die Grenzfläche zwischen SMC und Stahl sondern das SMC an sich versagt.

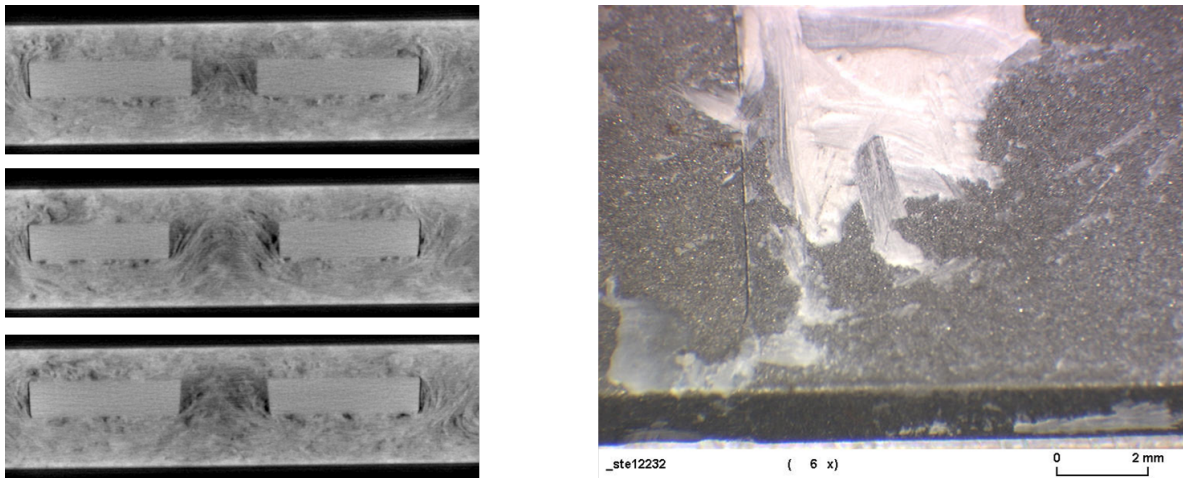


Abbildung 3.33: Computertomographische Aufnahmen einer SMC-Aluminium Probe im Bereich des Formschlusses (links), Oberfläche des Stahleinlegers nach dem Versagen der Probe bei Variante SMC-V2 (rechts)

4 Numerische Simulation

Bei den experimentell untersuchten Hybridverbunden zeigt sich, dass die Kraftübertragung auf verschiedenen Verbindungsmechanismen und deren Kombinationen beruht. In einem zweiten Teil der Arbeit sollen daher Simulationsmodelle aufgebaut werden mit denen das Verhalten verschiedener Kombinationen numerisch untersucht werden kann. Außerdem soll über die Simulationen ein vertieftes Verständnis der einzelnen Mechanismen aufgebaut werden. Um das deutlich unterschiedliche Verformungs- und Versagensverhalten der verschiedenen Varianten numerisch abbilden zu können, müssen die Modelle daher in der Lage sein, die Mechanismen einzeln und in Kombination abzubilden. Desweiteren soll mit den hier vorgestellten Simulationen gezeigt werden, inwieweit in kommerziellen Berechnungsprogrammen verfügbare Methoden das Verhalten der untersuchten Verbunde abbilden können. Für diese Arbeit wurde das Berechnungsprogramm ABAQUS des Softwareherstellers Dessault Systèmes verwendet.

Es wurden daher zunächst für alle Verbindungsmechanismen (Kraftschluss, Stoffschluss und Formschluss) getrennt voneinander Simulationsmodelle aufgebaut. Die Methoden wurden so ausgewählt, dass im darauffolgenden Schritt Kombinationen gerechnet werden konnten. Die Anpassung der Modelle erfolgte anhand der Ergebnisse, der Basisvarianten 1 bis 3 der experimentellen Untersuchungen (siehe Kapitel 3.2). Die Validierung erfolgte jeweils an anderen verfügbaren experimentellen Konfigurationen und an den Versuchen der Variante 4 mit einer Kombination aller Verbindungsmechanismen. Mit den aufgebauten Modellen konnten dann numerische Studien zu möglichen Verbindungskonfigurationen durchgeführt werden.

4.1 Modellaufbau

4.1.1 Allgemein

Um das Verformungs- und Versagensverhalten von Hybridverbunden simulieren zu können, muss neben den Eigenschaften der Verbindungen auch das Verhalten der Fügepartner korrekt abgebildet werden. In diesem Fall sind die Fügepartner Stahl und langfaserverstärkte

Thermoplaste. Für Metalle gibt es eine Vielzahl an Materialmodellen, die sich vor allem im Plastizitätsgesetz und bei der Versagensmodellierung unterscheiden. Materialmodelle die das komplexe nichtlineare, anisotrope Materialverhalten langfaserverstärkter Thermoplaste abbilden können, sind derzeit nicht in kommerziellen Berechnungsprogrammen verfügbar, sondern noch der Gegenstand der Forschung [33]. In dieser Arbeit lag der Fokus auf der Modellierung der Verbindungsmechanismen. Die Materialmodelle der Fügepartner wurden daher so gewählt, dass das Verhalten der Auszugprobe korrekt wieder gegeben wird. Da davon ausgegangen wurde, dass der Stahleinleger nur im elastischen Bereich belastet wird, wurde hierfür ein einfaches isotropes linear elastisches Materialmodell mit einem Elastizitätsmodul von 210 GPa ausgewählt. Durch die bei der Auszugprobe gewählte Belastung sind sowohl der Stahl als auch das LFT außerhalb des Formschlusses größtenteils zugbelastet. Für das LFT wurde ein elastisch plastisches Materialmodell mit orthotroper Steifigkeit und einem Plastizitätsgesetz nach Hill [81] ausgewählt. Die bekannte Zug/Druck-Anisotropie [33] der langfaserverstärkten Thermoplaste wurde nicht berücksichtigt.

Bei der Annahme eines orthotropen Materials ergibt sich für den linearen Bereich das folgende Elastizitätsgesetz mit 9 unabhängigen Materialkonstanten.

$$\begin{pmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ 2\epsilon_{12} \\ 2\epsilon_{13} \\ 2\epsilon_{23} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{13}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ & sym & & & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ & & & & & \frac{1}{G_{13}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{pmatrix} \quad (4.1)$$

Das Plastizitätsgesetz nach Hill ist eine Weiterentwicklung des Plastizitätsmodells nach von-Mises. Hill bietet die Möglichkeit eine anisotrope Fließfläche zu definieren. Die Fließfunktion ist als

$$f(\sigma) = \sqrt{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2} \quad (4.2)$$

definiert, wobei für die Konstanten F , G , H , L , M und N gilt:

$$F = \frac{(\sigma^0)^2}{2} \left(\frac{1}{\bar{\sigma}_{22}^2} + \frac{1}{\bar{\sigma}_{33}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_{11}^2} \right) \quad (4.3)$$

$$G = \frac{(\sigma^0)^2}{2} \left(\frac{1}{\bar{\sigma}_{33}^2} + \frac{1}{\bar{\sigma}_{11}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_{22}^2} \right) \quad (4.4)$$

$$F = \frac{(\sigma^0)^2}{2} \left(\frac{1}{\bar{\sigma}_{11}^2} + \frac{1}{\bar{\sigma}_{22}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_{33}^2} \right) \quad (4.5)$$

$$L = \frac{3}{2} \left(\frac{\tau^0}{\bar{\sigma}_{23}} \right)^2 \quad (4.6)$$

$$M = \frac{3}{2} \left(\frac{\tau^0}{\bar{\sigma}_{13}} \right)^2 \quad (4.7)$$

$$L = \frac{3}{2} \left(\frac{\tau^0}{\bar{\sigma}_{12}} \right)^2 \quad (4.8)$$

Die Spannungskomponenten $\bar{\sigma}_{ij}$ sind hierbei die richtungsabhängigen Fließspannungen und σ_{ij} die aktuellen Spannungen. Hierbei gilt $\tau^0 = \sigma^0/\sqrt{3}$. Bei Verfestigung bleibt das Verhältnis der Einzelfließspannungen zueinander konstant.

Die Materialdaten des LFT sind abhängig von der lokalen Faserorientierung welche wiederum abhängig vom prozessbedingten Fließweg ist. Die verfügbaren Spannungs-Dehnungs-Kurven sind meist im Fließbereich ermittelt worden [33]. Die hier untersuchten Hybridproben befinden sich allerdings im Einlegebereich. Für die Modellierung wurde nur der langfaserverstärkte Thermoplast PA6.6 GF40, der im experimentellen Teil der Arbeit für die Basisuntersuchungen verwendet wurde, betrachtet. Da das LFT in der Auszugprobe zugbelastet ist, wurden Zugversuche an PA6.6 GF40 im Einlegebereich durchgeführt [78]. Für die Zugversuche wurden Flachzugproben, welche in ihrer Länge nicht über den Einlegebereich hinaus reichen, verwendet. Durch das Simulieren der Zugversuche konnten die Modellparameter des LFT längs und quer zur Fließrichtung ermittelt werden. In Abbildung 4.1 (links) sind die experimentellen Ergebnisse der Zugversuche längs und quer zur Fließrichtung inklusive der Simulationsergebnisse dargestellt. Für die Ermittlung der Schubsteifigkeit wurden die im experimentellen Teil der Arbeit dargestellten Scherversuche verwendet. Da die geschlitzten Zug-Scher-Versuche den Bedingungen in der Auszugprobe am ehesten entsprechen, wurden diese Versuche simuliert. Die Anpassung erfolgte zunächst

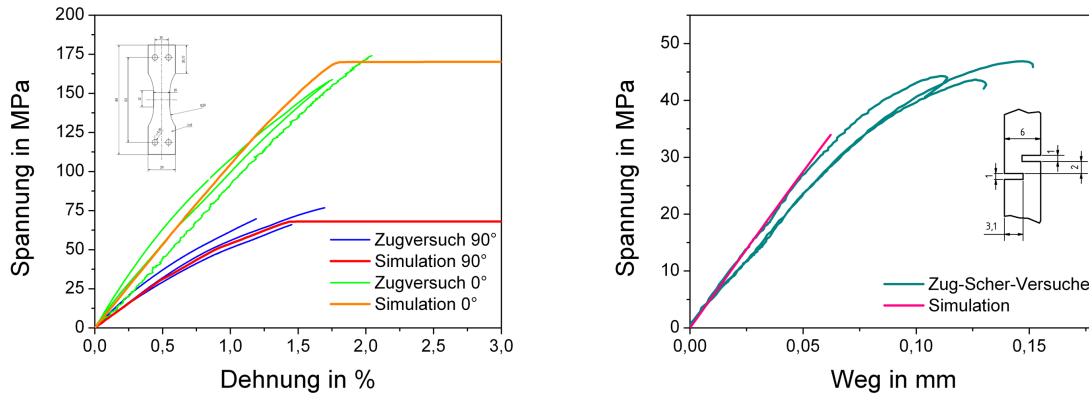


Abbildung 4.1: Zugversuche (links) und Zug-Scher-Versuche (rechts) an PA6.6 GF40 im Einlegebereich, jeweils Simulation und Experimente

nur für den linearen Anfangsbereich. Die Plastizität wurde erst bei der Modellierung der formschlüssigen Verbindung angepasst.

Da nur Daten in Plattenebene gemessen werden konnten, wurden die Eigenschaften der Richtung senkrecht zur Plattenebene gleich den Eigenschaften quer zur Fließrichtung gesetzt. Für den Schubmodul wurde die Annahme getroffen, dass er unabhängig von der Belastungsrichtung ist. Die ermittelten und angenommenen Steifigkeiten sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst. In der Tabelle sind die angenommenen Werte kursiv dargestellt.

Tabelle 4.1: Steifigkeiten für das Materialmodell von PA6.6 GF40

PA6.6 GF40					
E_1	E_2	E_3	G_{12}	G_{13}	G_{23}
10210 MPa	6150 MPa	<i>6150 MPa</i>	<i>1500 MPa</i>	1500 MPa	<i>1500 MPa</i>

Zur Reduzierung der Elementzahl und damit des Rechenaufwands wurde ausschließlich mit einem Viertelmodell der Auszugprobe gerechnet. Für die meisten Rechnungen wurden die in Abbildung 4.2 dargestellten Netze verwendet. Die Auszugbelastung wurde über an den unteren Knoten des Metalleinlegers aufgebrauchte Verschiebungen realisiert. Die feste Einspannung (Sperrung aller translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade) erfolgte an den oberen Knoten des LFT. Die Auswertung der Verschiebungen erfolgte analog zur experimentellen Messung. Es wurden die Verschiebungen an den Positionen ausgewertet, an denen bei den Versuchen der Wegaufnehmer befestigt war (siehe Abbildung 3.1).

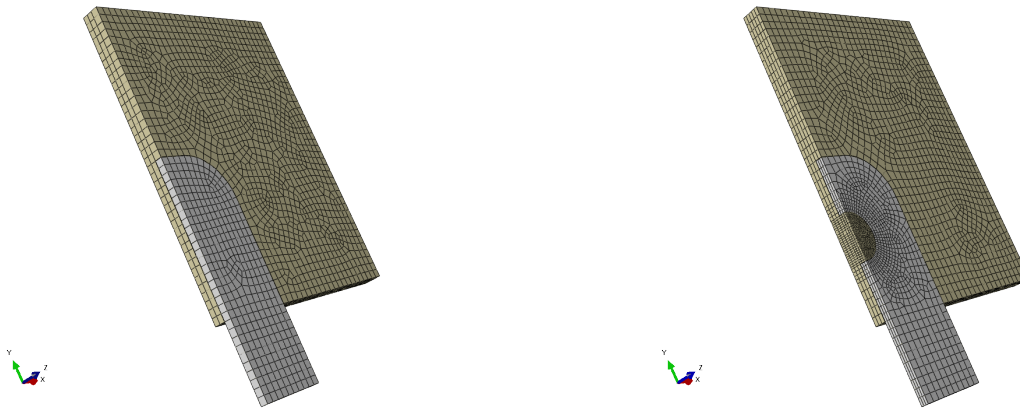


Abbildung 4.2: Standard-Netz der Probe ohne (links) und mit (rechts) Formschluss

4.1.2 Kraftschluss

Zur Modellierung der kraftschlüssigen Verbindung müssen zum einen die prozessbedingten Eigenspannungen und zum anderen die Reibung zwischen den Fügepartnern abgebildet werden.

Die experimentellen Untersuchungen zur Reibung zwischen PA6.6 GF40 und Stahl haben gezeigt, dass das Reibverhalten abhängig von der Oberflächenbeschaffenheit des Stahleinlegers ist (siehe Kapitel 3.3.2). Es ändert sich sowohl der Reibkoeffizient als auch das Verhältnis zwischen Haftreibung und Gleitreibung. Für die Modellierung der Reibung wurde ein Modell basierend auf Coulombscher Reibung verwendet, bei welchem keine Unterschiede zwischen Haftreibung und Gleitreibung gemacht werden. Dies entspricht eher dem Reibverhalten bei einer glatten Stahloberfläche. Der Vorteil dieses Modells ist seine sehr gute numerische Konvergenz. Als Eingabedaten wurden die in Kapitel 3.3.2 experimentell ermittelten Reibkoeffizienten verwendet.

Vor den eigentlichen Belastungsschritt wurde ein Simulationsschritt geschaltet, in welchem über eine Temperaturbelastung die Eigenspannungen aufgebracht werden. Hierzu wurden den Fügepartnern unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten zugewiesen.

Für die Bestimmung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten von PA6.6 GF40 wurden streifenförmige Proben in einer Klimakammer mit einem Temperaturprofil belastet. Die Temperatur wurde dabei zunächst von Raumtemperatur auf -40°C abgekühlt, um von dort auf 150°C erwärmt zu werden. Anschließend wurde wieder auf Raumtemperatur abgekühlt. Während des Versuches wurden die Oberflächendehnungen über das Grauwertkorrelationsverfahren ARAMIS [77] aufgezeichnet. Geprüft wurden Proben aus zwei unterschiedlichen Bereichen der Platte. Die eine Probe wurden aus dem Einlegebereich

nahe der Auszugprobe (Bereich 1) entnommen, die andere aus einem Bereich in dem das LFT schon geflossen war (Bereich 2, Definition der Bereiche siehe Abbildung 2.2). Es wurden jeweils zwei Proben belastet. Die integralen Dehnungen in x- und y-Richtung an einer Teiloberfläche der Probe, die weit genug von der Einspannung entfernt waren, wurden ausgewertet. In Abbildung 4.3 sind die sich ergebenden Dehnungen inklusive dem jeweiligen Temperaturprofil über der Zeit dargestellt.

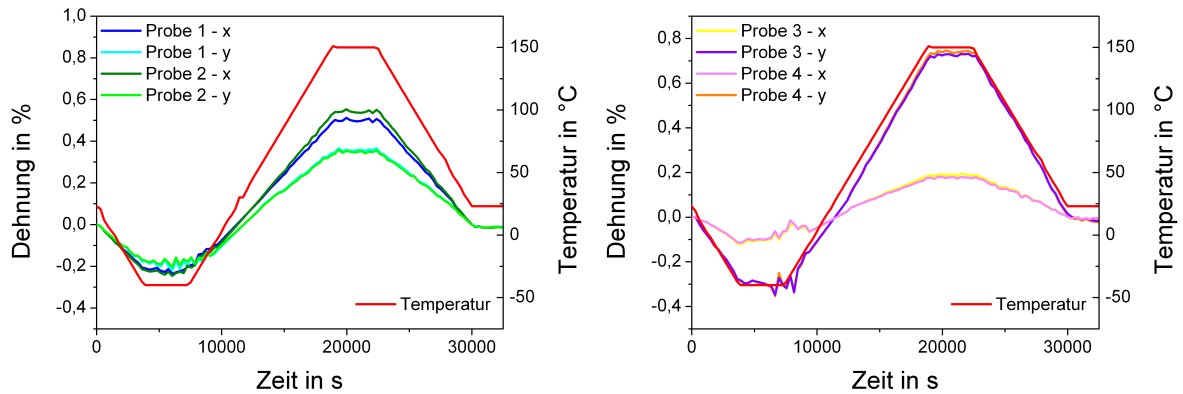


Abbildung 4.3: Temperaturverlauf und Verlauf der integralen Dehnung in x- und y-Richtung zur Bestimmung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten

Über die Gleichung

$$\alpha = \frac{\Delta\epsilon}{\Delta T} \quad (4.9)$$

konnte aus den Messdaten der thermische Ausdehnungskoeffizient ermittelt werden. Es wurde Dehnungen bei 52°C und 142°C zur Berechnung verwendet. Die sich so ergebenden Ausdehnungskoeffizienten sind in Tabelle 4.2 zusammengefasst. Die Werte unterscheiden sich in den zwei Bereichen deutlich und sie sind abhängig von der Richtung. Die thermischen Ausdehnungskoeffizienten, die denen in der Auszugprobe am ähnlichsten sind, sind die des Bereichs 1.

Für die Simulationen wurde der Wert aus dem Einlegebereich quer zur Fließrichtung ($\alpha = 40 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$) verwendet. Für den Stahlinleger wurde der thermische Ausdehnungskoeffizient für unlegierte Stähle ($\alpha = 12 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$) aus [74] übernommen.

Die Höhe der Temperaturbelastung und damit die sich einstellenden Eigenspannungen wurden so angepasst, dass mit den gemessenen Reibkoeffizienten das gemessene Auszugverhalten der Variante 2 (siehe Kapitel 3) abgebildet werden kann. In Abbildung 4.4 ist

Tabelle 4.2: Ermittelte thermische Ausdehnungskoeffizienten von PA6.6 GF40 für zwei Bereiche in zwei Richtungen

	α_x	α_y
Einlegebereich (Bereich 1)	$40 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$	$28 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$
Fließbereich (Bereich 2)	$59 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$	$13 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$

das sich bei einer Temperaturdifferenz von 120°C einstellende Auszugverhalten dargestellt. Da bei Variante 1 keine experimentellen Daten eines Komplettauszugs verfügbar waren, kann hier nur der Anfangsbereich verglichen werden. Mit den an Variante 2 angepassten Eigenspannungen und den ermittelten Reibkoeffizienten für die glatte Oberfläche kann der Anfangsbereich gut abgebildet werden. Es wird daher davon ausgegangen, dass der Unterschied der experimentell ermittelten Reibkoeffizienten auch bei den Auszugversuchen vorhanden ist. Um den Einfluss der gewählten Netzfeinheit auf die Ergebnisse zu untersuchen, wurde die Simulation mit einem Reibkoeffizienten von 0,23 auch mit einem feineren Netz durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass sich bei einem feineren Netz keine Änderung der Höhe der Kraft ergibt. Der Verlauf wird allerdings etwas glatter.

Um zu überprüfen, ob sich das Auszugverhalten auch mit einer anderen Kombination von Temperaturdifferenz und Reibkoeffizient darstellen lässt, wurden auch Simulationen mit einer Temperaturdifferenz von 60°C und den Reibkoeffizienten 0,46 für die raue und 0,30 für die glatte Oberfläche durchgeführt. Die Kraft-Weg-Kurven sind deckungsgleich, daher wurde auf eine Darstellung im Diagramm verzichtet.

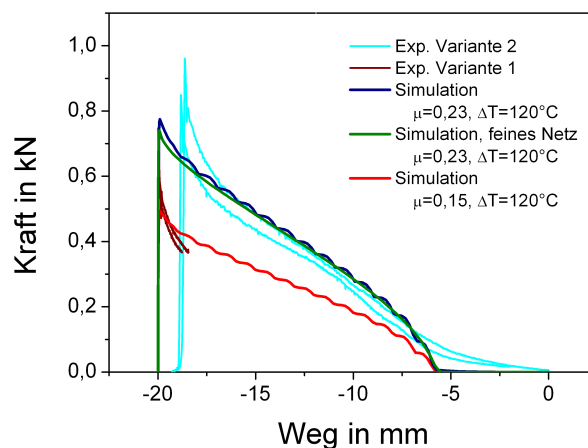


Abbildung 4.4: Reibverhalten bei Komplettauszug der Auszugproben bei rauher und bei glatter Stahloberfläche, Vergleich von Simulation und Experiment

Bei einem feineren Netz mit einer Elementkantenlänge von 0,25 mm im Bereich des Einlegers ergibt sich die in Abbildung 4.5 links dargestellte Eigenspannungsverteilung. Dargestellt ist in diesem Fall die von Mises Spannung. Die höchsten Spannungen ergeben sich an der oberen Fläche des Einlegers, mit einer Konzentration an der Kante im LFT. Diese werden jedoch bei der Auszugbelastung sofort wieder entlastet. Die Eigenspannungen, die zur Kraftübertragung beitragen befinden sich an der seitlichen Fläche des Einlegers. Sie haben ebenfalls eine Konzentration an der Kante des LFT. Dies entspricht der Darstellung in Abbildung 3.6. Bei den Varianten mit Formschluss ergeben sich zusätzlich im Übergang zum Formschluss Eigenspannungen im LFT (siehe Abbildung 4.5 links). Diese sind allerdings nicht so groß, wie die an den anderen Kanten.

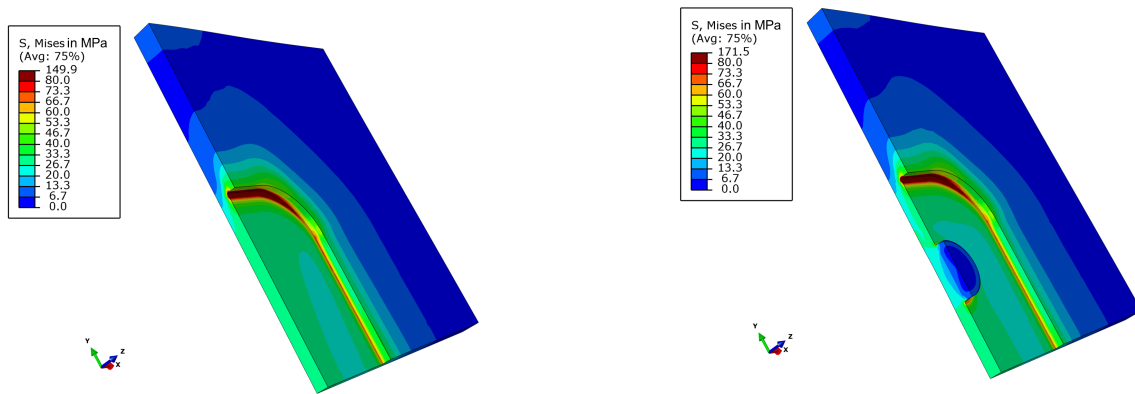


Abbildung 4.5: Eigenspannungen im LFT der Auszugprobe ohne (links) und mit (rechts) Formschluss (Metalleinleger nicht mit dargestellt)

4.1.3 Stoffschluss

Das mechanische Verhalten der stoffschlüssigen Verbindung ist vergleichbar mit anderen adhäsiven Verbindungen wie Klebeverbindungen bei Metallen oder induktionsgeschweißten Hybridverbunden [65]. Eine Methode zur Simulation solcher Verbindungen, welche sich in den letzten Jahren etabliert hat, sind Kohäsivzonenformulierungen. Bei Berechnungen mit der Finiten Elemente Methode haben sich Kohäsivzonenelemente etabliert. Kohäsivzonenelemente werden u.a. bei der Modellierung von Delaminationsvorgängen bei endlosfaserverstärkten Verbundwerkstoffen [82], bei der Festigkeitsbewertung von Klebeverbindungen [72], [83] und bei der Modellierung von geschweißten Hybridverbunden [65] verwendet. Die Elementformulierungen beruhen auf Ansätzen von Barenblatt [84] und Dugdale [85].

Kohäsivzonenelemente eignen sich zur Modellierung von zwei unterschiedlichen Problemstellungen. Es können sowohl Klebungen mit einer endlichen Klebschichtdicke, als auch Delaminationsvorgänge bei endlosfaserverstärkten Verbundwerkstoffen ohne endliche Klebschichtdicke abgebildet werden. Bei Delaminationsvorgängen wird üblicherweise ein Separationsgesetz zu Grunde gelegt. Es können sowohl Rissentstehung als auch Rissfortschritt berechnet werden. Die Versagensinitiierung wird über die maximale ertragbare Spannung N_{max} definiert. Für den Rissfortschritt wird entweder die Energiefreisetzungsrates G_{TC} oder die Verschiebung beim endgültigen Versagen δ_n^{vers} vorgegeben. Die Spannungs-Verschiebungs-Formulierung ist in Abbildung 4.6 dargestellt.

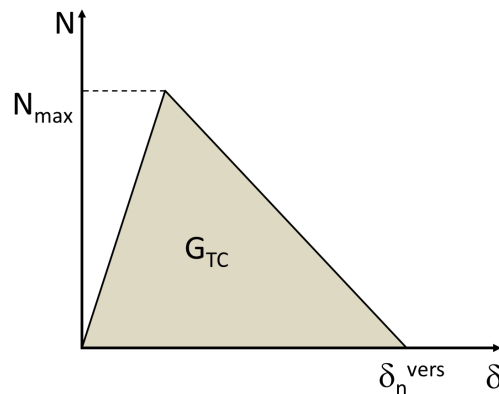


Abbildung 4.6: Grundlegendes Separationsgesetz der Kohäsivzonenelemente

Die in dieser Arbeit untersuchte stoffschlüssige Verbindung besitzt, ähnlich wie bei Delaminationsvorgängen endlosfaserverstärkter Verbundwerkstoffe, keine endliche Klebschichtdicke. Da der Fokus in dieser Arbeit jedoch unter anderem auf der Kombination verschiedener Mechanismen lag, kam die Verwendung der klassischen Kohäsivzonenelemente nicht in Frage. Nach dem Aufbrechen der adhäsiven Verbindung sollte hier eine Reibung zwischen den Fügepartnern modellierbar sein. Eine alternative Möglichkeit zur Modellierung der stoffschlüssigen Verbindung ist eine Kontaktformulierung, welche Kohäsivzoneneigenschaften besitzen. Die Mechanik der Kontaktformulierung basiert auf den gleichen Prinzipien wie die der Elemente. Der Vorteil ist hier, dass der Kontakt gleichzeitig auch Reibeigenschaften besitzen kann. Weitere Vorteile sind die einfachere Modellierung und dass die Fügepartner zu Beginn einer Analyse nicht schon verbunden sein müssen. Ein Nachteil ist die geringere numerische Stabilität. Erste Untersuchungen zur Simulation von Klebeverbindungen mit einer Kohäsivzonenkontaktformulierung zeigen, dass diese Methode nur zum Teil gute Ergebnisse liefert. Bei rein schubbelasteten Verbindungen scheinen die Ergebnisse allerdings gut mit anderen Methoden übereinzustimmen [86].

Zur Ermittlung der Parameter des Kohäsivzonenkontaktes wurden die Auszugproben der Variante 2 simuliert. Die im experimentellen Teil der Arbeit beschriebenen Ergebnisse

der Adhäsionsproben wurden auf Grund der sehr großen Streuung nicht verwendet. Da bei Variante 2 zusätzlich zum stoffschlüssigen Verbindungsmechanismus auch die kraftschlüssige Verbindung wirkt, wurde zur Parameteridentifikation eine Rechnung mit beiden Mechanismen durchgeführt. In Abbildung 4.7 ist das Simulationsergebnis im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen dargestellt. Im Gegensatz zur Darstellung der experimentellen Ergebnisse in Abbildung 3.2, wurde hier eine punktförmige Darstellung der experimentellen Ergebnisse gewählt. Dies zeigt noch einmal, dass der große Wegsprung beim Versagen schlagartig erfolgt. Der große Wegsprung beim Versagen der stoffschlüssigen Verbindung bei den Auszugversuchen kommt nicht direkt aus der Probe, sondern aus der im kardanisch gelagerten Prüfaufbau gespeicherten Energie (siehe Kapitel 3.2). Da bei der Simulation der Prüfaufbau nicht modelliert wurde, sind die Kurven in diesem Bereich nicht deckungsgleich. Der Versagensparameter der Kohäsivzone wurden so abgeschätzt, dass sich ein sehr plötzlicher Kraftabfall ergibt. Da im Auszugversuch eine der drei Belastungsmoden der Kohäsivzone dominiert, konnte nur dieser Modus angepasst werden. Zur Vollständigkeit der Kontaktformulierung wurden die Parameter der anderen Moden mit den gleichen Parametern belegt. Die sich ergebenden Parameter der Kohäsivzonenkontakte sind $N_{max} = 5 \text{ MPa}$ und $\delta_n^{vers} = 0,2 \text{ mm}$.

In Abbildung 4.7 ist zusätzlich eine Simulation ohne kraftschlüssige nur mit der stoffschlüssigen Verbindung dargestellt. Hier fällt die Kraft nach dem Versagensbeginn komplett ab und bleibt bei 0kN. Die Maximalkraft der reinen stoffschlüssigen Verbindung liegt mit 3,7kN um 500N unter der der Kombination.

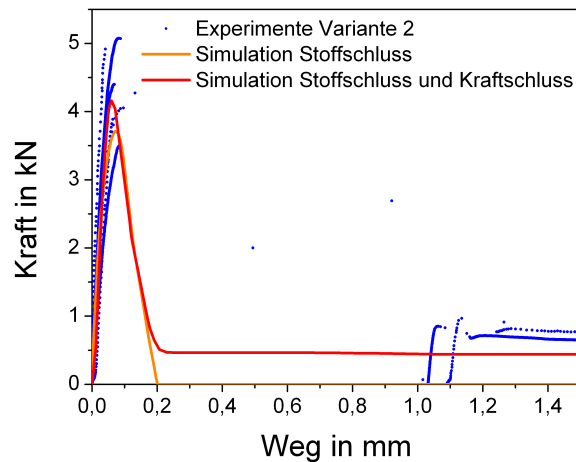


Abbildung 4.7: Kraft-Weg-Kurven der Simulation und der Experimente der stoffschlüssigen Verbindung

4.1.4 Formschluss

Bei der Modellierung der formschlüssigen Verbindung wird über die durch den Stahlbleg eingeleitete Last hauptsächlich das LFT belastet. Durch das Versagen des LFTs versagt dann auch der Formschluss. Obwohl hauptsächlich das LFT belastet wird und ausschließlich das LFT versagt, muss zur Bewertung der Verbund insgesamt betrachtet werden. Es liegt hier ein Zweistoffverbund bzw. ein Bimaterial vor. Betrachtet man den Schnitt des Formschlusses zum Zeitpunkt vor dem Versagen des LFTs, besteht am Übergang zwischen LFT und Metall die in Abbildung 4.8 skizzierte Situation. Die eine Kante zwischen LFT und Metall ist verbunden, die andere nicht.

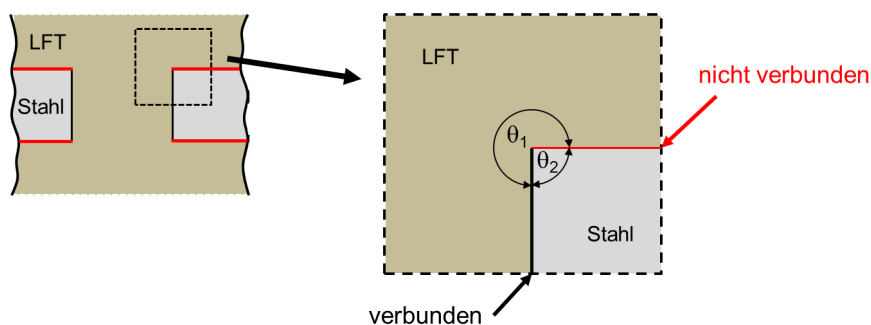


Abbildung 4.8: Schematische Darstellung eines Schnittes der Auszugprobe im Bereich des Formschlusses

Im Allgemeinen kann die Festigkeitsbewertung von Bauteilen über zwei grundsätzlich verschiedene Ansätze erfolgen. Die klassische Bewertung, die Schädigungsmechanik, erfolgt über die Berechnung von wirkenden Spannungen und den Abgleich mit zuvor ermittelten maximal ertragbaren Spannungen. Darüber kann dann beurteilt werden, ob das Bauteil der Belastung standhält oder nicht. Soll z.B. eine Crashberechnung mit der finiten Element Methode durchgeführt werden, werden die Elemente, die die maximale Belastung erreicht haben, gelöscht und können keine Lasten mehr übertragen. Dies wird so lange weiter verfolgt, bis die ganze Struktur versagt hat. Für den Versagensbeginn werden hier Kriterien basierend auf den im Element herrschenden Dehnungen angewandt.

Eine andere Bewertungsmethode, die Bruchmechanik, geht davon aus, dass bereits ein Riss bzw. Risse im Bauteil vorliegen. Bei der Annahme von linear elastischem Materialverhalten ergeben sich an der Rissspitze Spannungssingularitäten. Aufgrund der Tatsache, dass es lokal betrachtet kein rein linear elastisches Materialverhalten gibt, sondern sich alle Materialien auch plastisch deformieren, ergeben sich keine unendlich hohen Spannungen, aber sehr hohe Spannungskonzentrationen. Unabhängig davon werden

in der linear elastischen Bruchmechanik ausgehend von Spannungssingularitäten Kriterien formuliert, ab welcher Belastung der bestehende Riss zu einem Bruch führt.

Auch bei Bimaterialien ergeben sich aufgrund des Steifigkeitssprungs Singularitäten bzw. hohe Spannungskonzentrationen. Dabei kann man von zwei grundsätzlich verschiedenen Kombinationen ausgehen. Eine mögliche Kombination ist eine Ecke mit perfekt verbundenen Kanten (siehe Abbildung 4.9 links). Eine andere mögliche Kombination ist, dass jedes Material eine freie Kante besitzt und die jeweils andere Kante mit dem anderen Material perfekt verbunden ist (siehe Abbildung 4.9 rechts). Bei beiden Fällen ergeben sich bei jeder beliebigen Kombination der beiden Winkel θ_1 und θ_2 im Punkt A Singularitäten bzw. starke Spannungsüberhöhungen. Basierend auf Arbeiten von Rice [87], England [88], Erdogan [89] und anderen ermittelt Yang [90] für Metall-Keramik-Verbunde die Spannungsverteilung im Nahfeld der Singularität und untersucht, wie die Spannungsterme von den physikalischen Konstanten abhängen. Bitsche entwickelt „Design Charts“ für verschiedene geometrische Konfigurationen bei hybriden Gussstrukturen aus Aluminium und Stahl [2].

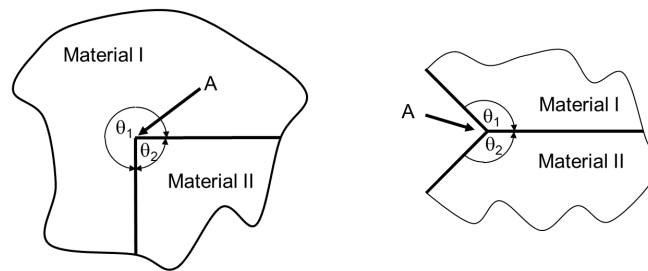


Abbildung 4.9: Zwei mögliche Kombinationen von Bimaterialien mit einem Singularitätspunkt A

Betrachtet man noch einmal die hier vorliegende Problemstellung im zweidimensionalen (siehe Abbildung 4.8), erkennt man, dass es sich um ein Problem der Kombination 2 mit einem Winkel $\theta_1 = 270^\circ$ und $\theta_2 = 90^\circ$ handelt. Dadurch, dass die Summe der beiden Winkel 360° ergibt, liegt hier ein Bimaterial mit Riss vor. Sowohl Yang [90] als auch Bitsche [2] zeigen, dass in diesem Fall eine oszillierende Singularität vorliegt. Der hier vorliegende Fall entspricht allerdings nicht dem ebenen dargestellten Schnitt, sondern einer runden dreidimensionalen Struktur. Außerdem ergibt sich die Problematik, dass bei der Auswertung der vorliegenden Spannungen im Bereich der Singularität die Größe der Elemente von gleicher Größenordnung wie die der Mikrostruktur des LFTs sind. Homogenisierte Materialdaten wären in diesem Fall nicht mehr zulässig. Durch computertomographische Aufnahmen des Formschlusses wurde ersichtlich, dass die Faserorientierung gerade im Bereich der Singularität, deutlich variiert, das heißt die Materialdaten wären nicht konstant. Von einer bruchmechanischen Bewertung wurde

daher in dieser Arbeit abgesehen. Da jedoch aufgrund der starken Spannungsüberhöhung die klassische Festigkeitsbewertung an ihre Grenzen stößt, musste für die Simulation des Formschlusses ein pragmatischer Modellierungsansatz gewählt werden.

Mit einer für die Festigkeitsbewertung normalen Elementfeinheit können die Spannungskonzentrationen nicht abgebildet werden. Es musste, um mit den hohen Spannungen umgehen zu können, ein teilweise an das Problem angepasster Materialdatensatz gefunden werden, mit dem die gewünschte Kraft-Weg-Kurve abgebildet werden kann. Es wurde daher akzeptiert, dass die Berechnungen eine starke Abhängigkeit von der Netzgröße haben. Als Veränderliche zur Anpassung des nichtlinearen Verformungsverhaltens wurde der Fließbeginn bei Schubbelastung gewählt. Die restlichen Materialdaten für das Verformungsverhalten wurden nicht an Versuchsergebnisse der Auszugprobe angepasst. Die Faserorientierung im Formschluss unterscheidet sich vom restlichen Bereich (siehe Kapitel 3.5), daher wurden hier andere Materialdaten verwendet. Da diese jedoch nicht ohne weiteres experimentell zugänglich sind, mussten Annahmen getroffen werden. Die CT-Aufnahmen haben gezeigt, dass im Formschluss keine ausgeprägte Vorzugsorientierung vorliegt. Es wird daher davon ausgegangen, dass die Materialeigenschaften in allen Richtungen gleich sind und den Eigenschaften quer zur Auszugrichtung der restlichen Probe entsprechen (siehe Abbildung 4.10 links). Die Schubsteifigkeiten wurden nicht verändert. Das Versagen des Formschlusses wird mit einem Versagenskriterium basierend auf der plastischen Dehnung beschrieben, welches ursprünglich für metallische Werkstoffe entwickelt wurde. Die notwendigen Versagenskennwerte wurden an die Versuchsergebnisse der Auszugprobe angepasst.

Da bei der Auszugprobe immer eine Kombination von Formschluss und Kraftschluss auftritt, musste die Anpassung mit einer kombinierten Rechnung erfolgen. In Abbildung 4.10 rechts sind die Kraft-Weg-Kurven von Simulationen mit und ohne Kraftschluss im Vergleich zu den experimentellen Daten dargestellt. Durch den Übergang von Haftreibung zu Gleitreibung ergibt sich in der Simulation eine Änderung der Steifigkeit. Der bei den Experimenten beobachtete s-förmige Kraft-Weg-Verlauf kann bei der Simulation allerdings nicht dargestellt werden. Die Festigkeit und die Verformung kurz vor dem Versagen werden durch die Anpassung gut abgebildet. Vergleicht man die Steifigkeit der reinen Formschlussverbindung, mit der der Experimente nach dem s-förmigen Übergang sieht man, dass diese gut übereinstimmen. Da nur der Fließbeginn angepasst wurde, ist die Simulation der Anfangssteifigkeit ohne angepassten Materialdatensatz möglich.

Ein großer Vorteil des verwendeten Ansatzes ist, dass durch die gegebene Netzabhängigkeit auch ein verhältnismäßig grobes Netz verwendet werden kann. Dadurch kann die Rechenzeit in einem verträglichem Maß gehalten werden. Der größte Nachteil ist sicherlich, dass die Basis für die Simulation der Nichtlinearität und des Versagens die Auszugprobe ist und somit ohne experimentelle Ergebnisse aus einem Auszugversuch

keine Anpassung dieser Materialdaten erfolgen kann. Außerdem muss überprüft werden wie gut sich mit der gewählten Modellierung andere Formschlussgeometrien simulieren lassen.

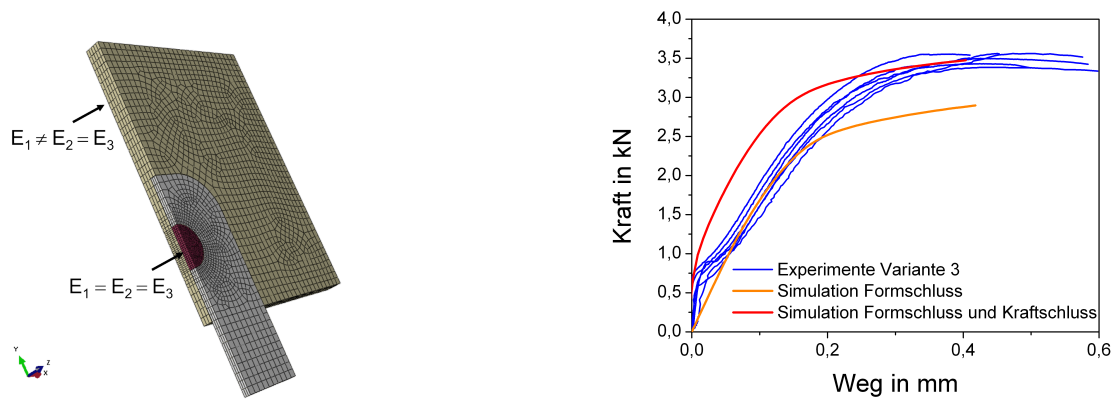


Abbildung 4.10: Auszugprobe mit verschiedenen Materialdaten (links), Kraft-Weg-Kurve der Simulation der formschlüssigen Verbindung (rechts)

Um die Netzabhängigkeit der Simulation zu verdeutlichen, wurden Simulationen mit vier verschiedenen Netzfeinheiten durchgeführt. Bei allen Rechnungen war ausschließlich der formschlüssige Verbindungsmechanismus aktiv. Für diese Simulationen wurde das LFT ohne Versagen modelliert, da gezeigt werden sollte, dass auch schon das nichtlineare Verformungsverhalten stark von der gewählten Netzfeinheit abhängt. In Abbildung 4.11 links sind die so ermittelten Kraft-Weg-Kurven dargestellt. Abbildung 4.11 rechts zeigt das größte und das feinste Netz im Bereich des Formschlusses.

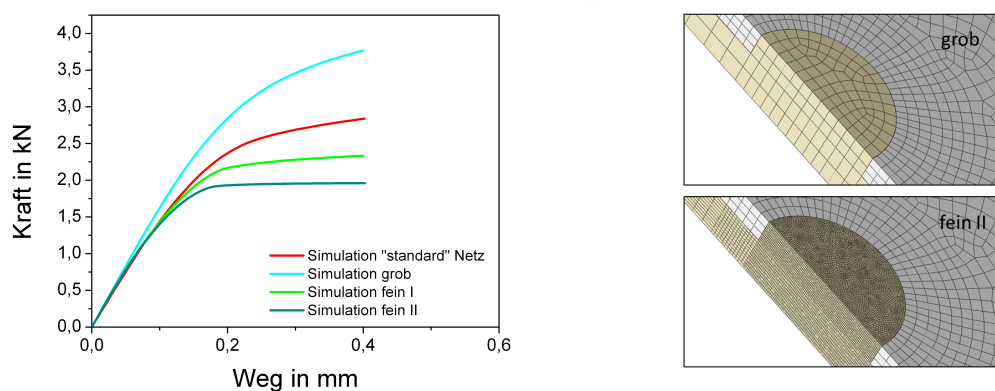


Abbildung 4.11: Abhängigkeit des Verformungsverhalten der formschlüssigen Verbindung von der gewählten Netzfeinheit

4.2 Validierung

Zur Überprüfung der Qualität der Simulationsmodelle wurden andere experimentell untersuchte Konfigurationen nachgerechnet.

Die Validierung der kraftschlüssigen und stoffschlüssigen Verbindung erfolgte durch Simulation der Versuche der Variante 2 mit einem umschlossenen Einleger von 60 mm. Für die Beschreibung der kraftschlüssigen Verbindung ist das Auszugverhalten nach dem Aufbrechen der stoffschlüssigen Verbindung relevant. Die in Abbildung 4.12 links dargestellten Kurven zeigen den Vergleich der Kraft-Weg-Kurven zwischen Experiment und Simulation jeweils mit einer umschlossenen Einlegerlänge von 60 mm im Vergleich zu der Standardlänge von 20 mm, ab dem zweiten Kraftanstieg (siehe Abbildung 3.11). Die experimentellen Ergebnisse bei einer umschlossenen Einlegerlänge von 60 mm weisen zunächst einen abrupten Kraftabfall auf, der in der Simulation nicht abgebildet wird. Das hat zwei Ursachen, zum einen wird in der Simulation nicht zwischen Haft- und Gleitreibung unterschieden, zum anderen werden durch die implizite Rechnung keine Trägheitseffekte modelliert. In Abbildung 4.12 rechts ist der Anfangsbereich der Kraft-Weg-Kurven der Variante 2 im Vergleich zu den Simulationsergebnissen mit Stoffschluss und Kraftschluss dargestellt. Man sieht, dass sowohl die Maximalkraft als auch das sich einstellende Plateau bei einer größeren Probe gut getroffen werden.

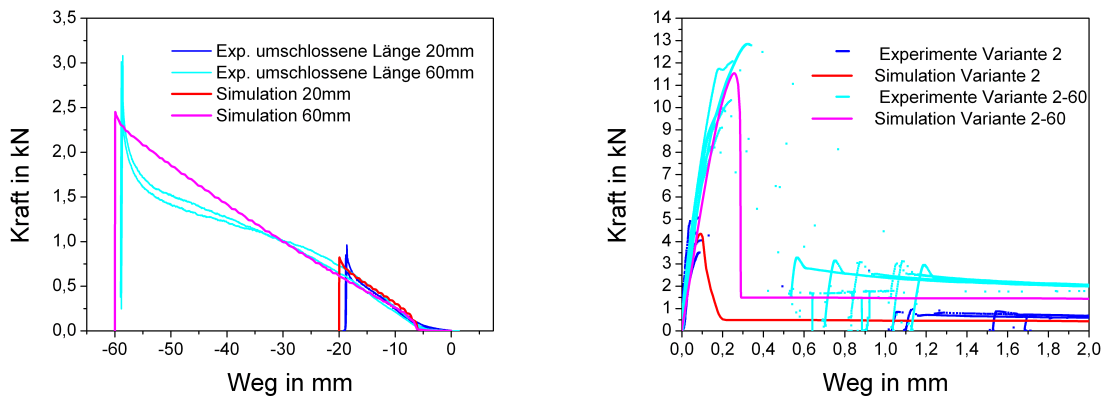


Abbildung 4.12: Vergleich von experimentellen Ergebnissen und Ergebnissen aus der Simulation von Proben mit einer umschlossenen Einlegerlänge von 60 mm bezüglich des Auszugverhaltens (links) und der Verbindungsfestigkeit (rechts)

Zur Überprüfung der Übertragbarkeit der Simulation der formschlüssigen Verbindung wurde ein Teil der verschiedenen experimentell geprüften Varianten simuliert. Ausgewählt wurden die Varianten 3-5, 3-6, 3-7, 3-8 und 3-9 aus Tabelle 3.6. Das heißt die Größe und die Form des Formschlusses wurde verändert. In Abbildung 4.13 rechts sind die

Netze der simulierten Varianten dargestellt. Abbildung 4.13 links zeigt die maximalen Auszugskräfte der Experimente inklusive der jeweiligen Simulationen. Der Vergleich von Experiment und Simulation bei einem größeren Formschluss (Variante 3-5) weist eine gute Übereinstimmung auf. Die Simulation zeigt einen leicht höheren Kraftwert, der jedoch im Streubereich liegt. Bei der Veränderung der Geometrie des Formschlusses hin zu einem Quadrat in unterschiedlicher Orientierung zur Belastungsrichtung (Variante 3-6 und Variante 3-7) ergibt sich auch bei der Simulation kein Einfluss auf die Festigkeit. Die Festigkeiten der Simulationen liegen noch näher beieinander als die der Experimente. Bei einer Simulation von Formschlüssen mit einem elliptischen Querschnitt (Variante 3-8 und Variante 3-9) weichen Simulation und Experiment jedoch voneinander ab. Die experimentellen Ergebnisse zeigen die gleiche Auszugskraft. In der Simulation trägt der elliptische Formschluss, welcher quer zur Lastrichtung orientiert ist (Variante 3-8) deutlich mehr als der längs liegende (Variante 3-9).

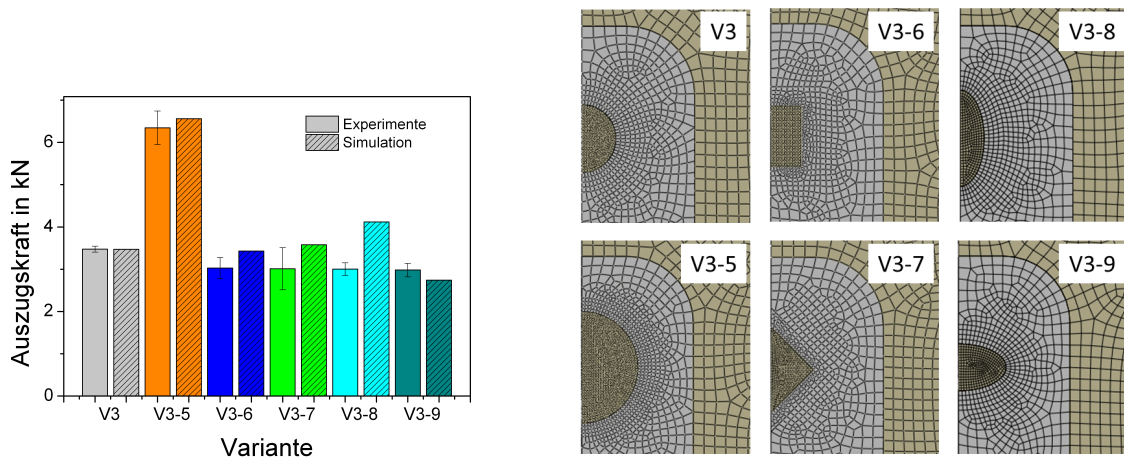


Abbildung 4.13: Vergleich von Experimenten und Simulationen bezüglich der Festigkeit bei veränderter Form der formschlüssigen Verbindung (links), zur Simulation verwendete Netze (rechts)

Eine weitere Möglichkeit der Modellvalidierung ist die Simulation der Kombination aller Mechanismen. In Abbildung 4.14 ist das Simulationsergebnis der Variante 4 im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen dargestellt. Die Form der Kraft-Weg-Kurven stimmt gut überein. Es ergibt sich zunächst ein steiler Kraftanstieg, hier trägt die stoffschlüssige Verbindung. Nach dem Aufbrechen der stoffschlüssigen Verbindung fällt die Kraft auf ein Plateau ab. Jetzt überträgt der Formschluss die Last bis schließlich auch dieser versagt. Insgesamt liegt der berechnete Kraft-Weg-Verlauf ab dem Kraftmaximum unterhalb der experimentell ermittelten Kurven.

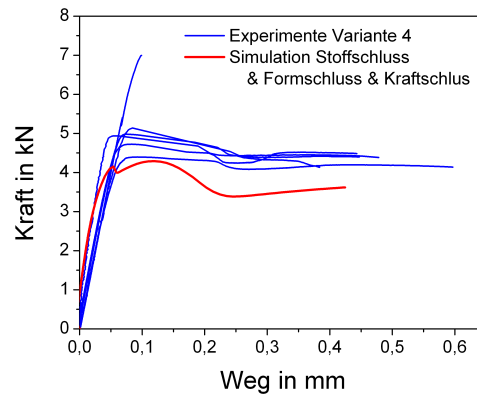


Abbildung 4.14: Simulation der Kombination aller Verbindungsmechanismen (Variante 4)

4.3 Studien

4.3.1 Variation der Anzahl und der Anordnung der formschlüssigen Verbindung

Für die Auslegung von Bauteilen ist es von Interesse, ob es günstige oder weniger günstige Anordnungen von mehreren formschlüssigen Verbindungen gibt. Um dies zu untersuchen wurden verschiedene Kombinationen mit zwei bzw. vier Formschlüssen berechnet. Es wurden zwei Formschlüsse in Lastrichtung hintereinander angeordnet (2x-h). Diese Konfiguration entspricht der geprüften Variante 3-2 (siehe Tabelle 3.6). Als zweiter Parameter wurde der Abstand zwischen den beiden Formschlüssen vergrößert (2x-h-l). Eine weitere Anordnung weist zwei Formschlüsse quer zur Lastrichtung (2x-q) auf, wobei der Abstand zwischen den Formschlüssen dem der Konfiguration 2x-h entspricht. Als fünfte Konfiguration wurden vier Formschlüsse (4x) betrachtet. Die untersuchten Varianten sind in Abbildung 4.15 zusammengefasst.

Für die Simulation wurde angenommen, dass ausschließlich die formschlüssige Verbindung zur Kraftübertragung beiträgt. Es sollte der isolierte Einfluss der Anordnung der formschlüssigen Verbindung und keine Kombination verschiedener Mechanismen untersucht werden. Für die Reibung zwischen LFT und Stahl wurde für diese Studien daher ein Reibkoeffizient von 0 angenommen. In Abbildung 4.16 sind die maximalen Auszugkräfte normiert auf die jeweilige Anzahl der Formschlüsse dargestellt. Die grüne Linie stellt die Maximalkraft der Referenzprobe mit nur einem Formschluss (V3-sim) dar. Man sieht, dass die Anordnung keinen großen Einfluss auf die Maximalkraft hat, die ein einzelner Formschluss übertragen kann. Es zeigt sich jedoch die Tendenz, dass bei einer größeren Anzahl die Maximalkraft, die der einzelne Formschluss überträgt, sinkt. Die Abnahme

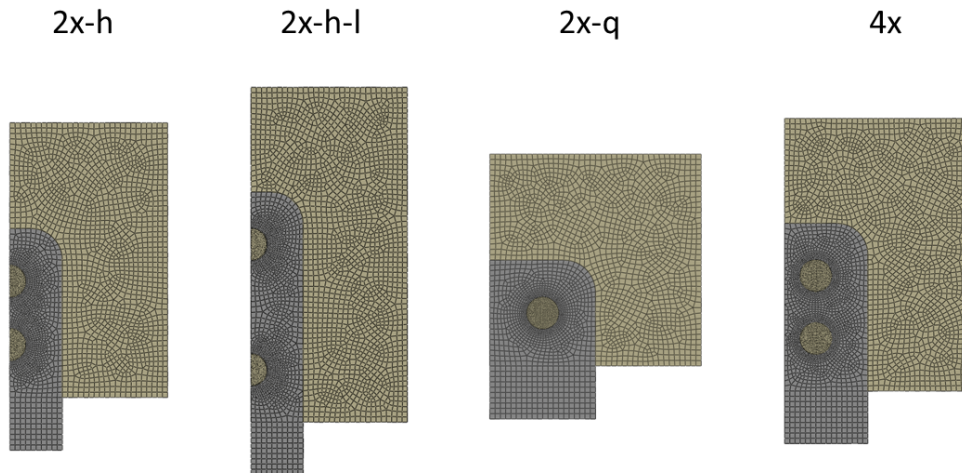


Abbildung 4.15: Viertelmodelle der untersuchten Konfigurationen zur Anordnung der formschlüssigen Verbindung

bei einer Anordnung der Formschlüsse in Belastungsrichtung ist geringfügig größer als die bei einer Anordnung quer dazu. Bei vier Formschlüssen beträgt die Maximalkraft normiert auf die Anzahl der Formschlüsse nur noch 95 % der Maximalkraft, die bei einer Anordnung mit einem einzelnen Formschluss erzielt wird.

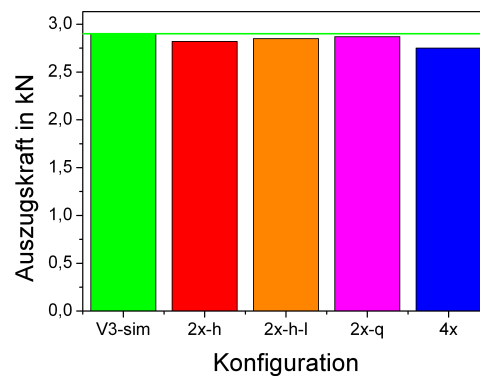


Abbildung 4.16: Maximale Auszugskraft normiert auf die Anzahl der Formschlüsse bei verschiedenen Anordnungen

4.3.2 Kombination der Verbindungsmechanismen

Bei einer gezielten Kombination der Verbindungsmechanismen besteht der Anspruch, die Mechanismen auch in geeigneter Art miteinander zu kombinieren. Die aufgebauten Modelle können dazu dienen sinnvolle Kombinationen zu finden bzw. Grenzen zu ermitteln, ab der eine Kombination keinen Vorteil mehr gegenüber der Verbindung basierend auf einem der Mechanismen hat.

Da sich bei der Modellvalidierung gezeigt hat, dass das Kraftniveau der Simulation unter dem der Experimente lag (siehe Abbildung 4.14), wurde zunächst eine Einflussanalyse einiger Eingabedaten im Hinblick auf das Simulationsergebnis durchgeführt. Eingabedaten von denen ein großer Einfluss auf das Ergebnisse erwartet wurde und bei denen eine Unschärfe besteht sind z.B. die Versagensparameter der stoffschlüssigen Verbindung. Bei der Versagensinitiierung zeigen die Messdaten eine relativ hohe Streuung (siehe Abbildung 4.7). Für den Versagensfortschritt musste auf Grund nicht zugänglicher experimenteller Messdaten eine Annahme getroffen werden.

Um den Versagensinitiierungsparameter N_{max} ändern zu können, muss auch der Versagensfortschrittsparameters δ_n^{vers} angepasst werden, da sonst der minimal mögliche Wert unterschritten wäre. N_{max} wurde auf 6,1 MPa verändert, um eine Maximalkraft im oberen Bereich des Streubandes der experimentellen Ergebnisse zu erreichen. δ_n^{vers} musste dabei auf 0,25 mm vergrößert werden, um eine konvergierte Lösung zu erhalten. Die Änderung von N_{max} beeinflusst, wie erwartet, nur die Höhe des Kraftmaximums (siehe Abbildung 4.17 links). Bei gleich bleibendem N_{max} und vergrößertem δ_n^{vers} wird, wie in Abbildung 4.17 rechts zu sehen, die Form der Kurve beeinflusst. Der Maximalwert der Kraft und der Kraftwert vor dem endgültigen Versagen ändern sich dagegen hier nicht. Die Form der Kraft-Weg-Kurve passt bei den ursprünglich definierten Eingabeparametern am besten zu den experimentellen Ergebnissen.

Durch Veränderung der einzelnen Mechanismen kann sich das Verhalten der Verbindung ändern. Eine Veränderung der stoffschlüssigen Verbindung kann zum Beispiel durch eine bessere oder schlechtere Vorbehandlung oder andere Prozessbedingungen erreicht werden. Um zu untersuchen, wie sich diese Veränderung auf das Verformungs- und Versagensverhalten einer Kombination auswirkt, wurden die Versagensparameter der stoffschlüssigen Verbindung in der Simulation variiert. Hierzu wurden der Versagensinitiierungsparameter und der Versagensfortschrittsparameter zum einen auf $N_{max}=10$ MPa und $\delta_n^{vers}=0,4$ mm verdoppelt (Variante 4-1). Zum anderen wurden die beiden Werte auf $N_{max}=2,5$ MPa und $\delta_n^{vers}=0,1$ mm halbiert (Variante 4-2). Die sich so ergebenden Kraft-Weg-Kurven sind in Abbildung 4.18 dargestellt. Bei erhöhten Versagensparametern zeigt sich ein deutlicher Kraftabfall, bis die Kraft wieder dasselbe Niveau, wie bei der Simulation der Variante 4 erreicht, bevor der Formschluss versagt. Bei kleineren Versagensparametern ist bei

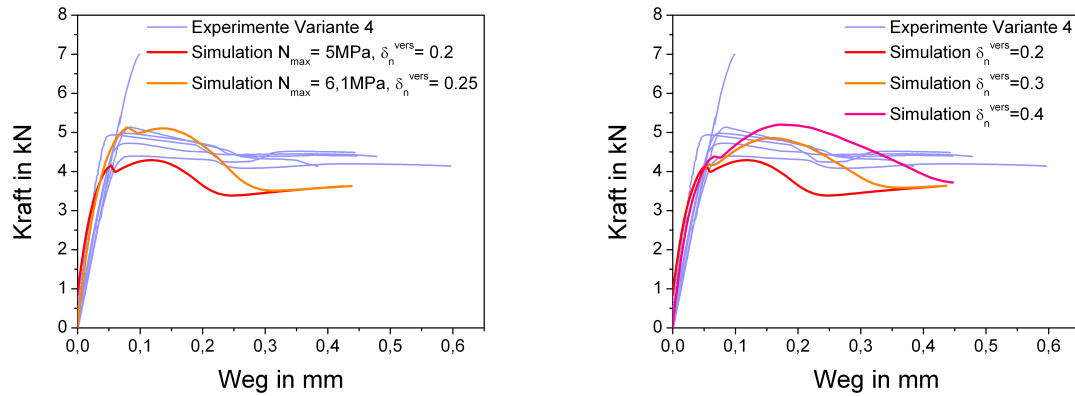


Abbildung 4.17: Untersuchung des Einflusses des Versagensinitiationsparameters N_{max} (links) und des Versagensfortschrittsparameters δ_n^{vers} (rechts) der stoffschlüssigen Verbindung auf die Kombination aller Verbindungsmechanismen

2kN eine deutliche Änderung der Steifigkeit zu erkennen. Die Kraft steigt allerdings so lange an, bis sie kurz vor dem Versagen ein ähnliches Niveau wie bei den anderen beiden Simulationen erreicht.

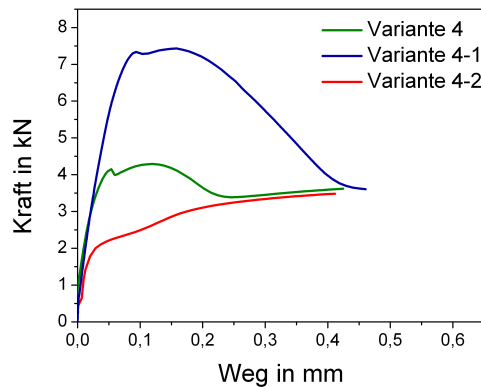


Abbildung 4.18: Kombination aller Verbindungsmechanismen: Variation der Versagensparameter der stoffschlüssigen Verbindung bei gleichbleibender Formschlussfestigkeit

4.3.3 Einfluss der Einlegergeometrie auf die kraftschlüssige Verbindung

Bei den Berechnungen der Eigenspannungen hat sich, wie erwartet herausgestellt, dass sich durch die scharfkantige äußere Ecke des Metalleinlegers eine Konzentration der Spannung im LFT und in der Grenzfläche ergibt. Da solche Überhöhungen der Eigenspannungen möglicherweise bei Überlagerung mit anderen Belastungen zu einem frühzeitigen Versagen führen können, wurde untersucht inwieweit Änderungen der Geometrie die Spannungsüberhöhung abmildern. Dazu wurde ein zweidimensionales Viertelmodell eines Schnittes der Auszugprobe mit einer feinen Vernetzung aufgebaut. Die Belastung erfolgte über einen Temperaturschritt von 50°C. Das Material wurde in diesem Fall als linear elastisch angenommen. Die Materialdaten entsprechen denen aus Tabelle 4.1. Für die thermischen Ausdehnungskoeffizienten wurden die gleichen Werte, wie bei den anderen Simulationen angenommen. In Abbildung 4.19 sind das Viertelmodell des Schnittes und das Netz im Bereich des Einlegers dargestellt. Zur Visualisierung der Eigenspannungen im LFT sind die sich ergebenden von Mises Spannungen bei einem rechteckigen Querschnitt gezeigt.

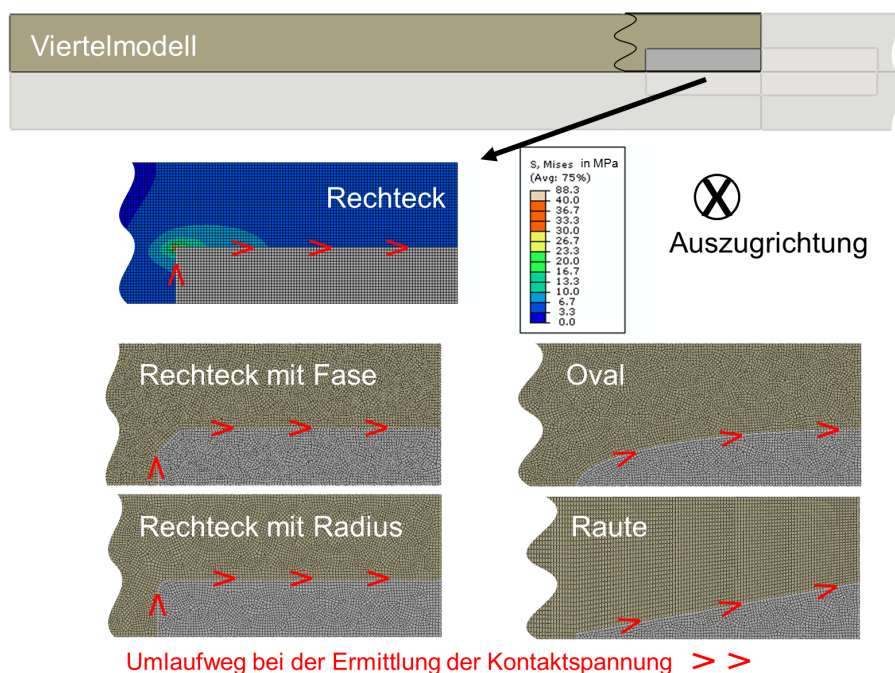


Abbildung 4.19: Variation der Einlegergeometrie zur Untersuchung der durch die Eigenspannungen resultierenden Kräfte auf die Grenzfläche

Für die Untersuchung des Geometrieinflusses wurden vier weitere Simulationen durchgeführt. Zum einen wurde die scharfe Kante über eine Fase bzw. einen Radius abgemildert. Desweiteren wurde der Einlegerquerschnitt oval bzw. rautenförmig ausgeführt. Die Netze der Querschnitte sind in Abbildung 4.19 unten dargestellt.

Ausgewertet wurde zunächst die maximale von Mises Spannung im LFT. Die Ergebnisse der fünf verschiedenen Konfigurationen sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst. Es zeigt sich, dass der rautenförmige Querschnitt der ungünstigste und der ovale der günstigste ist. Die maximalen von Mises Spannungen unterscheiden sich hier um den Faktor zwei.

Tabelle 4.3: Maximale von Mises Spannungen im LFT und integrale Kontaktspannung bei der Variation der Einlegergeometrie mit linear elastischer Rechnung

	Rechteck	Rechteck mit Fase	Rechteck mit Radius	Oval	Raute
Maximale von Mises Spannung	63,0 MPa	50,7 MPa	34,5 MPa	32,0 MPa	66,0 MPa
Integrale Kontaktspannung	10,6 MPa	10,9 MPa	10,6 MPa	9,3 MPa	10,3 MPa

Um abzuschätzen, wie sich eine veränderte Geometrie auf die erwartete Auszugkraft auswirkt, wurden die Kontaktspannungen entlang der Grenzfläche ausgewertet. In Abbildung 4.20 sind die Kontaktspannungen über den Umlaufweg dargestellt. Der Umlaufweg beginnt in allen Fällen auf der linken Seite der Grenzfläche und läuft entlang der Grenzfläche nach oben rechts (siehe Abbildung 4.19 (rechts)). Man sieht deutlich, dass auch hier bei der rautenförmigen Querschnittsfläche die Spannungsüberhöhung am größten und bei der ovalen am kleinsten ist.

Um die gesamten Kontaktspannungen miteinander vergleichen zu können, wurde die Fläche unter den Kurven als integrale Kontaktspannung ausgewertet. Die so ermittelten Werte sind ebenfalls in Tabelle 4.3 zusammengefasst. Man sieht, dass die Änderung der Geometrie keinen großen Einfluss auf die integralen Kontaktspannungen hat. Es ist demnach davon auszugehen, dass sich ein ovaler Querschnitt positiv auf die Eigenspannungen, aber nicht negativ auf die Auszugkraft auswirken würde.

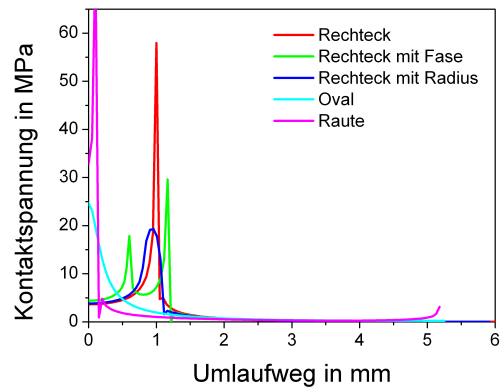


Abbildung 4.20: Kontaktspannung entlang des Umlaufwegs bei einer Variation der Geometrie des Querschnittes des Einlegers

5 Diskussion

Der Einsatz von Kunststoff-Metall-Hybridverbunde ist seit vielen Jahren Stand der Technik. Die eingesetzten Strukturen bestehen dabei meist aus hochfesten Stählen in Kombination mit spritzgegossenen Kunststoffen. Die Verbindung der Fügepartner erfolgt über Kraft- und Formschluss. In der Literatur finden sich verschiedene Konzepte zur Weiterentwicklung der Hybridverbunde [6], [8], [9], [10]. Neben der Veränderung der Werkstoffe der Fügepartner wird eine Veränderung der Verbindungsart hin zu Stoffschluss bzw. Kombinationen der Verbindungsmechanismen vorgeschlagen. In dieser Arbeit wurden grundlegende Untersuchungen zu langfaserverstärkten Kunststoff-Metall-Hybridverbunden, hergestellt im Fließpressverfahren, bei denen die Kraftübertragung auf Kraftschluss, Stoffschluss, Formschluss und Kombinationen beruht, durchgeführt. Ziel der Arbeiten ist dabei zum einen eine Grundlage zur Analyse des Potentials zu schaffen und damit Unterstützung bei der Auswahl der geeigneten Verbindungsart bei bestimmten Anforderungen zu geben. Zum anderen soll eine Basis für eine Bewertung des Einsatzverhaltens der Hybridverbunde geschaffen werden. Dazu wurde der Beitrag der Mechanismen zum Verformungs- und Versagensverhalten der Hybridverbunde grundlegend untersucht.

Bei langfaserverstärkten Kunststoff-Metall-Hybridverbunden resultiert **Kraftschluss** aus dem Schwindungsverhalten des Polymers bei der integrativen Herstellung der Hybridverbunde. Durch die Schwindung entstehen Eigenspannungen, durch die sich eine Kraft auf die Grenzfläche ergibt, welche überwunden werden muss. **Stoffschluss** bezeichnet hier die direkte Adhäsion zwischen Kunststoff und Metall, welche durch eine aufgeraute Grenzfläche entsteht. Der langfaserverstärkte Kunststoff wirkt hier gleichzeitig als Fügepartner und Klebstoff. Durch die stoffschlüssige Verbindung wird zusätzlich zu der durch die Eigenspannungen entstehenden kraftschlüssigen Verbindung eine weitere Kraft über die Grenzfläche übertragen. Der Kunststoff fließt bei der Herstellung durch einen Durchbruch im Metall, es entsteht **Formschluss**. Der Formschluss entspricht einem Kunststoff-Bolzen mit dem Unterschied, dass Fügepartner und Bolzen aus einem Teil und Material bestehen. Das Verformungs- und Versagensverhalten wird maßgeblich vom Verhalten des Kunststoffes beeinflusst.

5.1 Kraftschluss

Bei der Herstellung von Hybridverbunden bestehend aus langfaserverstärktem Polyamid und Stahl entstehen während der Herstellung Eigenspannungen im Bauteil, in Kombination mit Reibung ergibt sich eine kraftschlüssige Verbindung.

Bei der geprüften Variante 1 (siehe Tabelle 3.2) basierte die Kraftübertragung auf der kraftschlüssigen Verbindung. Nach einem steilen Kraftanstieg ergibt sich ein allmählicher Kraftabfall (siehe Abbildung 3.2 links). Ein ähnliches Verhalten zeigt sich bei den Reibversuchen aus Kapitel 3.3.2. Bei einer konstanten Normalkraft ergibt sich nach dem Übergang von Haftreibung zu Gleitreibung eine nahezu konstante Querkraft. Dies zeigt sich dann in einem Plateau des Reibkoeffizienten. Der Grund, weshalb die Auszugskraft bei einem kompletten Auszug des Metalleinlegers (siehe Abbildung 3.11) nicht auf einem Niveau bleibt, liegt in der sich ändernden Normalkraft während des Versuches. Durch den Auszug des Einlegers verringert sich die Fläche auf die die Eigenspannungen wirken können. Es verändert sich demnach auch die Normalkraft. Zusätzlich wirken zu Beginn auch an der oberen Kante des Metalleinlegers Normalkräfte (siehe Abbildung 4.5), diese fallen aber bereits nach einem sehr kurzen Auszugweg ab.

Bei der Untersuchung des Reibverhaltens zwischen den beiden Fügepartnern hat sich gezeigt, dass der Reibkoeffizient abhängig von der Art der Oberflächenbeschaffenheit des Metalleinlegers ist. Eine mit Korund gestrahlte Oberfläche ändert sowohl den Reibkoeffizienten als auch das Verhältnis zwischen Haft- und Gleitreibung. Das Verhältnis zwischen Haft- und Gleitreibung bei einer aufgerauten Oberfläche liegt bei 1,65. Bei einer unbehandelten Oberfläche gibt es keinen signifikanten Unterschied zwischen Haft- und Gleitreibung. Vergleicht man die jeweiligen Werte der Gleitreibung miteinander, ist der Wert der gestrahlten Oberfläche um einen Faktor 1,5 größer (siehe Kapitel 3.4).

Im Vergleich zu Literaturdaten erweisen sich die in dieser Arbeit gemessenen Reibwerte als geringfügig zu niedrig. Im „Dubbel-Taschenbuch für den Maschinenbau“ [91] wird der Reibkoeffizient zwischen Polyamid und Stahl mit 0,32-0,45 angegeben. Menges [92] nennt einen Wert von 0,39. In [93] misst Lancaster einen Reibkoeffizienten von 0,61 zwischen Polyamid 6.6 und Stahl und 0,44 zwischen glasfaserverstärktem Polyamid 6.6 und Stahl. Van De Velde und De Baets [94] zeigen eine Abhängigkeit des Reibkoeffizienten zwischen Polyamid 6 und Stahl von der Normalkraft. Bei einer Normalkraft von 300 kN messen sie 0,5 bei 825 kN 0,3. Die Unterschiede in den Daten resultieren vornehmlich aus dem für die Messung verwendeten Polyamid, den Testbedingungen (Normalkraft, Geschwindigkeit, etc.) und der Art der Faserverstärkung. Alle aus der Literatur entnommenen Reibkoeffizienten sind Werte für die Gleitreibung und müssen daher mit den in dieser Arbeit ermittelten Gleitreibungskoeffizienten von 0,23 für die gestrahlte und 0,15 für die unbehandelte Oberfläche verglichen werden.

Die Eigenspannungen entstehen bei der Herstellung durch das im Vergleich zu Stahl stärkere Zusammenziehen des LFTs. Dieses Zusammenziehen nennt man Schwindung [17]. Bei reinen Kunststoffbauteilen zeigt sich die Schwindung bei bestimmten Geometrien unter anderem im Verzug der Bauteile [18], [19], [20]. Die Existenz der Eigenspannungen bei den hier geprüften Verbunden konnte durch Messen der Oberflächendehnungen nach einem kompletten Trennen der beiden Fügepartner gezeigt werden. Dadurch, dass sich nach dem Trennen Dehnungen im Verbund einstellen kann geschlossen werden, dass im Verbund Eigenspannungen vorhanden waren. Durch die Messungen der Oberflächendehnungen kann zwar die Existenz der Eigenspannungen gezeigt werden. Es ist allerdings mit dieser Methode nicht möglich, über die Höhe und die Verteilung der Eigenspannungen über der Dicke eine Aussage zu machen. Für die Simulation wurde daher ein Reverse Engineering Ansatz verwendet. In Kombination mit den gemessenen Reibdaten wurde die Temperaturdifferenz in der Simulation so lange angepasst, bis sich das gemessene Auszugverhalten einstellte (siehe Abbildung 4.4). Die sich ergebenden Eigenspannungen liegen an der Kante mit über 150MPa im Bereich der Festigkeit des Materials (siehe Abbildung 4.5). Mit den so ermittelten Kennwerten können auch Proben mit einer längeren Einlängerlänge abgebildet werden (siehe Abbildung 4.12 (links)). In der vorliegenden Arbeit wurde allerdings auch gezeigt, dass mit veränderten Reibkoeffizienten und einer anderen Temperaturdifferenz das gleiche Auszugverhalten erreicht werden kann. Dadurch ergeben sich logischerweise auch andere Eigenspannungen (siehe Kapitel 4.1.2).

Mit den in der Simulation ermittelten Eigenspannungen können analog zu den Versuchen die Oberflächendehnungen ausgewertet werden. Hierzu wurden von den Dehnungen nach dem kompletten Auszug die Dehnungen abgezogen, die sich nach dem Temperaturschritt einstellen. Das so ermittelte Dehnungsfeld quer zur Auszugrichtung aus der Simulation ist in Abbildung 5.1 (links) dargestellt. Um die Oberflächendehnungen der Simulation mit denen aus den Experimenten vergleichen zu können, wurden bei den in Abbildung 3.8 dargestellten Messergebnissen auf mehreren Linien quer zur Auszugrichtung Dehnungen ausgewertet. Analog wurde bei der Simulation vorgegangen. Der Vergleich der ermittelten Dehnungen ist in Abbildung 5.1 (rechts) dargestellt. Für die Simulationen wurde jeweils nur die eine Hälfte der symmetrischen Dehnungsverteilung dargestellt. Die experimentellen Daten sind stark verrauscht, dies liegt daran, dass die Dehnungen in der Größenordnung der Messgenauigkeit liegen. Es zeigt sich dennoch deutlich, dass die aus der Simulation mit $\Delta T = 120^\circ\text{C}$ ermittelten Dehnungen um etwa den Faktor zwei größer sind als die der gemessenen Oberflächendehnungen.

In Kombination mit den im Vergleich zu Literaturdaten tendenziell zu niedrigen Reibkoeffizienten liegt die Schlussfolgerung nahe, dass die angenommenen Eigenspannungen zu hoch sind. Die sich bei der anderen gerechneten Kombination mit einer Temperaturdifferenz von 60°C ergebenden Oberflächendehnungen liegen eher im Bereich der gemessenen (siehe Abbildung 5.1 (rechts)).

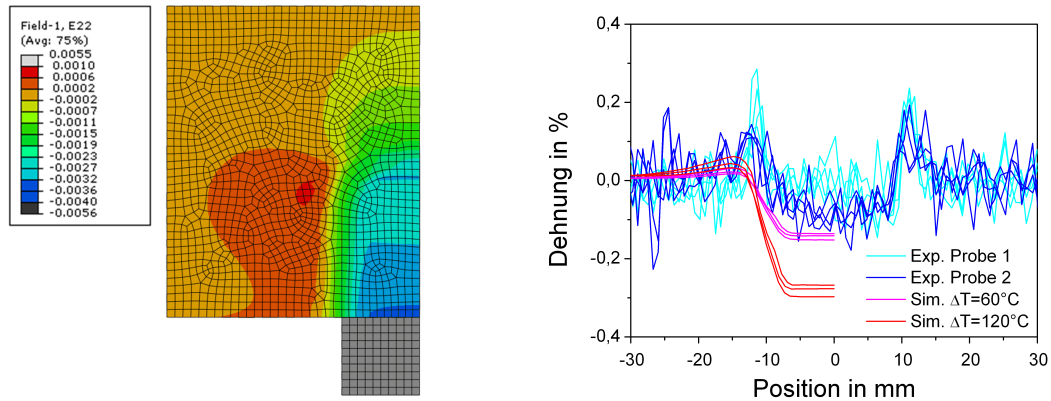


Abbildung 5.1: Oberflächenverzerrungen quer zur Auszugrichtung nach einem kompletten Auszug aus der Simulation (links), im Vergleich zu den Experimenten (rechts)

Eine Prozesssimulation mit der zuverlässig die Schwindung berechnet werden kann, wäre sicherlich der beste Weg zur Ermittlung der richtigen Eigenspannungen im Hybridverbund. Ob bei dieser Geometrie mit experimentellen Methoden (z.B. Bohrlochverfahren) zur Eigenspannungsermittlung bessere Aussagen getroffen werden können, ist fragwürdig. Die Spannungen ändern sich hier in einem sehr kleinen Bereich sehr stark. Um diese Spannungen messen zu können, müsste die Auflösung der Messmethode sehr hoch sein. Bei einer hohen Auflösung würde man allerdings in Bereiche kommen, in denen sich die Mikrostruktur aus Faser und Matrix im Bereich des LFT bemerkbar macht. Die Annahme eines homogenen Materials wäre dann nicht mehr zulässig.

Betrachtet man die Tragfähigkeit der kraftschlüssigen Verbindung im Vergleich zu den beiden anderen Verbindungsmechanismen wird klar, dass sicherlich keine Auslegung gemacht würde, die nur auf diesem Verbindungsmechanismus basiert. Dennoch kann durch die Nutzung des Kraftschlusses das Leichtbaupotential besser ausgeschöpft werden. Es gibt jedoch andere Gründe weswegen der Mechanismus auf jeden Fall bei der Bewertung berücksichtigt werden muss. Eigenspannungen in Hybridverbunden können sich nämlich auch negativ im Bauteil auswirken [48]. Sie können in Kombination mit einer äußeren Belastung zu einem vorzeitigen unerwarteten Versagen führen. Im schlimmsten Fall können schon direkt nach der Herstellung Risse entstehen.

In dieser Arbeit wurde die kraftschlüssige Verbindung vor allem aus einem anderen Grund modelliert. Durch die gewählte Probengeometrie lag sie bei allen Varianten vor. Bei Vernachlässigung dieser Komponente, würden die anderen Mechanismen falsch bewertet. Die Simulationsergebnisse sowohl der stoffschlüssigen als auch der formschlüssigen Verbindung zeigen einen deutlichen Unterschied, wenn der Kraftschluss nicht modelliert wird (siehe Abbildung 4.7 und 4.10). Gerade bei der Bewertung der stoffschlüssigen,

d.h. der adhäsiven Verbindung muss beachtet werden, dass die beiden Mechanismen zusammenspielen bzw. ineinander übergehen. Bei der hier vorliegenden Probe wirken sich die Eigenspannungen scheinbar günstig auf die Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung aus. Bei den Adhäsionsproben in Kapitel 3.4.3 wurden die Eigenspannungen durch das mechanische Abarbeiten des LFTs an den Flanken gelöst. Bei dieser Versuchsreihe ergab sich eine relative Standardabweichung von 37,6 %. Dieser hohe Wert für die Streuung zeigt, dass die Qualität der Verbindung durch das Freischneiden der Eigenspannungen vermindert wird. Bei der Betrachtung der Oberfläche des ausgezogenen Einlegers sieht man, dass am Rand mehr Polymeranhaftungen zurückbleiben als in der Mitte. Dies ist sicherlich auch durch die ungleiche Verteilung der wirkenden Eigenspannungen (siehe Abbildung 3.6) begründet.

Eigenspannungen können sich aber auch negativ auf stoffschlüssige Verbindungen auswirken. Gerade bei integrativ gefertigten Kunststoff-Metall-Hybridverbunden bewirken die Verarbeitungsschwindung des Kunststoffes und die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten bei unsymmetrischen Bauteilen einen Verzug [61]. Durch eine bauteilbedingte Behinderung des Verzugs ergeben sich Eigenspannungen, die sich negativ auf die Tragfähigkeit auswirken können [8]. Durch den symmetrischen Aufbau der Auszugprobe tritt kein Verzug auf. Im ungünstigsten Fall könnte sich das LFT bei einem umschlossenen Einleger jedoch schon vor dem eigentlichen Versuch vom Stahl lösen. Die Gefahr der Ablösung kann durch eine andere Außenkontur des Einlegers verringert werden. In dieser Arbeit durchgeführte Simulationsstudien haben gezeigt, dass sich mit einem ovalen Querschnitt bei gleichbleibender integraler Kontaktspannung eine deutlich homogenere Verteilung der Normalkräfte ergibt. Außerdem wirkt sich ein ovaler Querschnitt günstig auf die Eigenspannungsverteilung im LFT aus (siehe Kapitel 4.3.3). Durch eine ovale Kontur des Einlegers könnte die Neigung zu Ablösungen daher deutlich reduziert werden.

Die bisherige Diskussion und die gezogenen Schlussfolgerungen beziehen sich nur auf die hier detailliert untersuchte Kombination PA6.6 GF40 mit Stahl. Die Ergebnisse der anderen in dieser Arbeit untersuchten thermoplastischen Variante mit langfaserverstärktem Polypropylen führen zu anderen Schlussfolgerungen. Die Auszugversuche an der Variante PP-1 zeigen, dass hier über den Kraftschluss kein Beitrag zur Kraftübertragung geleistet wird. Bei der Bewertung muss dieser Mechanismus daher nicht betrachtet werden. Es stellt sich die Frage, warum dieser Mechanismus hier keine Kraft überträgt. Die Eigenspannungen resultieren aus dem Schwindungsverhalten der Polymere bei der Herstellung. Glasfaserverstärktes Polyamid6.6 besitzt eine Volumenschwindung von 0,1 - 0,4 %, glasfaserverstärktes Polypropylen eine von 0,5 - 1,2% [18]. Die sich ergebenden Dehnungen müssten demnach im Polypropylen größer als die bei Polyamid sein. Die sich ergebenden Spannungen allerdings aufgrund der unterschiedlichen Elastizitätsmodule (siehe Abbildung 2.4) nicht zwangsläufig. Der Grund, weshalb sich bei Polypropylen

keine bleibende kraftschlüssige Verbindung ergibt liegt vermutlich darin, dass die Eigenspannungen im Polypropylen nicht erhalten bleiben sondern durch Relaxation abgebaut werden.

5.2 Stoffschluss

Die experimentellen Untersuchungen zeigen, dass bei einer mit Korund gestrahlten Oberfläche des Stahleinlegers die Auszugfestigkeit der Verbindung um das 5,9-fache ansteigt. Der Grund dafür ist, dass sich Adhäsion zwischen LFT und Stahl gebildet hat. Durch die integrative Herstellung der Hybridverbunde wirkt das LFT in diesem Fall sowohl als Fügepartner als auch als Klebstoff. Dieser Verbindungsmechanismus wird in der vorliegenden Arbeit als Stoffschluss bezeichnet. Welche Art von Adhäsion sich hier ausbildet ist, wie auch bei Klebungen, nicht eindeutig zu identifizieren [51]. Ein großer Teil ist aber sicherlich auf mechanische Adhäsion zurückzuführen. Durch die Vorwärmung des Metalleinlegers kann das Polymer in die zerklüftete Oberfläche des Metalls eindringen, es bildet sich Mikroformschluss. Bei den Schlibbildern der Grenzfläche der Hybridverbunde ist ein deutlicher Unterschied zwischen einer ausschließlich entfetteten und einer mit Korund gestrahlten Oberfläche zu erkennen (siehe Abbildung 3.14). Die Struktur des Verbundes mit der aufgerauten Oberfläche entspricht der Definition mechanischer Adhäsion nach Habenicht [51] (siehe Abbildung 2.8). Durch rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen wurden Polymerreste an der Stahloberfläche nachgewiesen. In solchen Fällen hat demnach der Kunststoff selbst und nicht die Verbindung zwischen Stahl und Kunststoff versagt.

Das Verformungsverhalten der Verbindung wird von der Steifigkeit der Fügepartner bestimmt. Durch die deutlich geringere Steifigkeit des LFTs im Unterschied zu Stahl (siehe Tabelle 3.1) wird hauptsächlich das LFT verformt. Die Grenzfläche verformt sich bis zum Versagensbeginn nicht. Die resultierenden Kraft-Weg-Kurven sind daher nahezu linear bis zum Kraftmaximum. Dies entspricht experimentellen Ergebnissen von Schmeer [65] an geschweißten Aluminium-Polyamid-Hybridverbunden (siehe auch Kapitel 2.2.2). Bei seinen Versuchen zeigt sich zwar teilweise ein nichtlinearer Kraft-Weg-Verlauf, dieser ist allerdings auf Verformungen der Fügepartner und nicht auf ein nichtlineares Verformungsverhalten der Grenzfläche zurückzuführen.

Bei den Auszugproben wirkt neben dem stoffschlüssigen Verbindungsmechanismus immer auch der kraftschlüssige Mechanismus. Dies wird dadurch belegt, dass sich nach dem Kraftabfall bei weiterer Belastung wieder eine Auszugkraft einstellt (siehe Abbildung 3.2). Diese Auszugkraft verringert sich nur langsam und wirkt bis der Einleger komplett aus dem LFT herausgezogen wurde (siehe Abbildung 3.11). Das gleiche Verhalten kann in der Simulation durch eine Kombination beider Mechanismen abgebildet werden (siehe

Kapitel 4.7). Es ist demnach falsch die Maximalkraft bezogen auf die Scherfläche allein als Verbindungsfestigkeit der stoffschlüssigen Verbindung zu bezeichnen. Für eine korrekte Auswertung muss die Verbindungsfestigkeit der stoffschlüssigen Verbindung von der kraftschlüssigen separiert betrachtet werden. Dies kann zum Beispiel über die Simulation erfolgen. In Abbildung 4.7 ist neben den Kraft-Weg-Kurven der Variante 2 auch eine Simulation nur mit der stoffschlüssigen Verbindung dargestellt. Man sieht hier, dass die Maximalkraft dann von 4,2 kN auf 3,7 kN abfällt.

Eine weitere Problematik bei der Auswertung der Scherfestigkeit ergibt sich durch die inhomogene Schubspannungsverteilung (siehe Abbildung 3.17). Eine einfache Auswertung der Festigkeit über das Verhältnis der Maximalkraft zur Scherfläche ist daher nicht zulässig. Ähnliche Problematiken bei der Auswertung von Scherversuchen sind bei der Prüfung von Klebungen bekannt [51]. Für die Ermittlung der Scherfestigkeit muss die Deformation der Fügepartner so gering sein, dass die Schubspannung in der Scherfläche als nahezu konstant angenommen werden kann. Für die Simulation sollte daher besser der Kraft-Weg-Verlauf angepasst werden, als die Scherfestigkeit aus den Versuchen berechnet werden. Aus der Simulation ergibt sich hier eine Festigkeit von 5 MPa (siehe Kapitel 4.1.3). Bei einer Maximalkraft von 3,71 kN wird bezogen auf die Einlegeroberfläche eine Scherfestigkeit von 4,8 MPa berechnet. Die Abweichung ist demnach bei der hier vorliegenden Probe nicht groß. Dies ist durch die verhältnismäßig kleinen Scherfläche begründet. Dadurch bleiben die Belastungen und damit die Verformungen der Fügepartner klein.

Die Streuung der Maximalkräfte der Variante 2 bei einer aufgerauten Stahloberfläche ist mit einer Standardabweichung von 0,61 kN bei einem Mittelwert von 4,31 kN verhältnismäßig hoch. Der kleinste Wert liegt bei 3,51 kN, der größte bei 5,08 kN (siehe Tabelle 3.3). Die hohe Streuung hat vermutlich zwei Gründe. Zum einen sind Verbindungen basierend auf Adhäsion sehr empfindlich gegenüber einer Veränderung der Prozessparameter. Vor allem eine veränderte Temperatur des Metalleinlegers kann sich negativ aber auch positiv auf die Festigkeit der Verbindung auswirken [56], [58]. Möglicherweise war die Temperatur bei den hier geprüften Proben während der Herstellung nicht immer die gleiche. Ein anderer Grund für die hohen Streuungen kann ein herstellungsbedingter Verzug der Proben sein. Neben den in Kapitel 5.1 ausführlich diskutierten Eigenspannungen, die durch das unterschiedliche thermische Ausdehnungsverhalten und die Schwindung des Polymers während der Herstellung hervorgerufen werden, entstehen durch die Orientierung der Fasern des LFTs in der Platte weitere Eigenspannungen, welche durch den Verzug der Platte sichtbar werden (siehe Kapitel 2.1.1). Dieser Verzug kann sich negativ auf die stoffschlüssige Verbindung auswirken. Vergleicht man die Simulationsergebnisse bei einer umschlossenen Einlegerlänge von 60 mm mit den experimentellen Kraft-Weg-Kurven, sieht man eine gute Übereinstimmung (siehe Abbildung 4.12). Der Maximalwert liegt

allerdings im oberen Bereich des Streubandes. Ein Grund dafür könnte sein, dass sich der Verzug bei den längeren Proben deutlicher bemerkbar macht als bei den kurzen.

Um die Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung, losgelöst vom Kraftschluss, zu prüfen, wurden aus den Auszugproben sogenannte Adhäsionsproben gefertigt (siehe Kapitel 3.4.3). Bei den Adhäsionsproben konnten die Eigenspannungen durch Freischneiden (Fräsen) gelöst werden. Der Vergleich der Kraft-Weg-Kurven von Auszugprobe und Adhäsionsprobe zeigt, dass der zweite Kraftanstieg nahezu nicht mehr vorhanden ist. Durch das Auflösen der Eigenspannungen erhöht sich jedoch auch die Streuung drastisch. Diese Erhöhung der Streuung kann mehrere Gründe haben. Ein Grund ist der Verzug. Bei gelöstem Kraftschluss wirkt der Verzug deutlich stärker auf die Grenzfläche. Ein weiterer Grund für die hohe Streuung kann in der grenzflächennahen Fräsbearbeitung liegen. Es ist nicht auszuschließen, dass die Grenzfläche dabei geschädigt wurde, ohne dass dies bei optischer Betrachtung der Proben bemerkt wurde. Die unter diesen Randbedingungen hergestellte Probe eignet sich demnach nur bedingt zur Ermittlung der Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung.

Mit einer Stoffschlussfestigkeit von etwa 5 MPa liegt der hier geprüfte Verbund auf einem akzeptablem Niveau. Bei höheren Vorwärmtemperaturen des Stahleinlegers erreicht Zhao im Spritzguss allerdings Festigkeiten bis zu 12 MPa zwischen PA6 GF30 und Stahl. Durch eine Optimierung der Vorwärmtemperatur des Einlegers könnte die Festigkeit der hier vorliegenden Verbunde vermutlich auch noch weiter verbessert werden. Eine andere Möglichkeit der Verbesserung der Festigkeit ist das Aufbringen eines Haftvermittlers bzw. einer Zwischenschicht. Hierdurch können Festigkeiten von bis zu 17 MPa zwischen Polyamid und Stahl erreicht werden [58].

Bei Untersuchungen mit Polypropylen und mit SMC Hybridverbunden zeigt sich der gleiche prinzipielle Kraft-Weg-Verlauf wie bei den Basisuntersuchungen mit Polyamid. Bei den SMC Verbunden kann schon ohne aufgeraute Oberfläche eine Festigkeit im Bereich der thermoplastischen Verbunde erreicht werden. Mit einer aufgerauten Stahloberfläche verdoppelt sich die Festigkeit. Dies liegt an den besseren adhäsiven Eigenschaften der duromeren Matrix. Vergleicht man Polypropylen und Polyamid fällt auf, dass die Festigkeiten bei aufgerauter Stahloberfläche auf einem ähnlichen Niveau liegen, die Streuung bei Polypropylen jedoch deutlich geringer ist. Es ist daher zu vermuten, dass hier die gewählten Prozessparameter näher am Optimum liegen. Durch Optimierung lässt sich hier eher keine große Steigerung der Festigkeit mehr erreichen. Dies würde dem allgemeinen Verständnis entsprechen, dass bei Polyamidverbunden durch die höhere Polarität der Kunststoffmatrix eine höhere Adhäsionsfestigkeit erreicht werden kann [56].

Für die Simulation der stoffschlüssigen Verbindung mit der Finiten Element Methode wurde eine Methode ausgewählt, die ursprünglich für die Delamination von endlosfaserverstärkten Verbundwerkstoffen entwickelt wurde. Hier werden meist Kohäsivzonenelemente

eingesetzt. In dieser Arbeit bestand jedoch die Besonderheit, dass eine Kombination mit Reibung möglich sein musste. Die ausgewählte Methode basierend auf Kontaktformulierungen anstelle von Elementen eignet sich gut für die Bewertung der Kombination von Stoffschluss und Kraftschluss. In der Literatur wurde jedoch gezeigt, dass diese Methode bei anderer Belastung der Grenzfläche als reiner Schub zu falschen Ergebnissen führen kann [86]. Die Wahl des Dämpfungsparameter muss sehr vorsichtig erfolgen. Bei einem zu kleinen Parameter ergeben sich Probleme mit der numerischen Konvergenz. Wird der Parameter zu groß gewählt, zeigen sich auch bei Schubbelastungen falsche Ergebnisse. Über die Simulation von Auszugproben mit einer größeren Scherfläche, konnte in dieser Arbeit gezeigt werden, dass bei gleicher Belastungsart eine Übertragbarkeit auf andere Geometrien gewährleistet ist (siehe 4.12 (rechts)). Um auf andere Belastungsarten übergehen zu können, müsste eine detaillierte Untersuchung der numerischen Konvergenz und der Qualität der Lösung erfolgen. Alternativ könnte dann mit Kohäsivzonenelementen gerechnet werden, wenn die kraftschlüssige Verbindung nicht modelliert werden soll. Bei Simulationen mit Polypropylen wäre dies eine Alternative, da hier der Kraftschluss vernachlässigbar ist.

5.3 Formschluss

Bei der integrativen Herstellung von Hybridverbunden im Fließpressverfahren können Durchbrüche im Metall während des Herstellprozesses mit LFT durchflossen werden. Dadurch entsteht eine formschlüssige Verbindung. Der Formschluss wirkt in diesem Fall ähnlich wie eine Bolzenverbindung, mit der Besonderheit, dass das LFT Bolzen und Fügepartner gleichzeitig ist (siehe Kapitel 2.2.1.3).

Bei Variante 3 der Basisuntersuchungen beruht die Kraftübertragung größtenteils auf der formschlüssigen Verbindung. Die experimentellen Auszugversuche zeigen, dass der Kraft-Weg-Verlauf deutlich nichtlinear ist (siehe Abbildung 3.4 (links)). Das LFT wird bis zum Versagen belastet. Die Nichtlinearität resultiert aus dem nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Verhalten des LFT (siehe Kapitel 2.1.1).

Computertomographische Aufnahmen im Bereich des Formschlusses belegen, dass die Faserverteilung sich deutlich vom restlichen Bereich unterscheidet. Außerhalb der Probe zeigt das LFT einen geschichteten Aufbau mit einer Faservorzugsrichtung. Das heißt die Fasern orientieren sich in der Plattenebene. Es richten sich nahezu keine Fasern in Plattendickenrichtung aus. Im Bereich des Formschlusses ist dieser geschichtete Aufbau nicht mehr vorhanden. Die Fasern werden durch den Füllvorgang in den Formschluss hineingezogen. Dadurch liegen auch Fasern, die in Dickenrichtung bzw. schräg dazu orientiert sind, vor.

Betrachtet man Schliffe, welche von versagten Auszugproben angefertigt wurden, zeigt sich, dass der Riss am Übergang in den Formschluss (an der Kante des Einlegers) initiiert. Er wächst allerdings nicht immer entlang der erwarteten Scherebene, sondern verläuft häufig in den Formschluss hinein (siehe Abbildung 3.23). Bei genauerer Analyse fällt auf, dass der Riss dann entlang der in den Formschluss hineingezogenen Fasern verläuft. Auf rasterelektronenmikroskopischen Aufnahmen der Bruchfläche erkennt man, dass im Bereich der Formschlussbruchfläche keine Fasern gebrochen sind (siehe Abbildung 3.24). Der Schädigungsmechanismus ist in diesem Fall Grenzschichtablösung und Matrixschädigung (siehe Kapitel 2.1.1). Vergleicht man dieses Bruchbild mit Bruchbildern von Scherproben des LFT, sieht man, dass sich hier ein ähnliches Schädigungsverhalten zeigt. Die Bruchflächen zeigen Bereiche, in denen die Fasern stark orientiert sind und Bereiche in denen sie nahezu regellos vorliegen (siehe Abbildung 3.27). Unabhängig von der Orientierung der Fasern wächst der Riss entlang der Grenzschicht bzw. in der Matrix. Auch hier versagen keine Fasern. Daraus kann man schließen, dass, auch wenn die Fasern nicht geschichtet in der Scherebene vorliegen, das Versagen bei diesem Werkstoff bei der vorliegenden Faser-Matrix-Anhaftung bei Scherbelastung von der Festigkeit der Grenzschicht zwischen Faser und Matrix abhängig ist. Die Kopplung zwischen Faser und Matrix ist demnach nicht ideal. Der Verlauf des Risses wird durch die Orientierung der Fasern beeinflusst.

Resultierend aus dieser Beobachtung stellt sich die Frage, inwieweit die geprüften LFT Scherproben mit einer geschichteten Faseranordnung zur Bewertung der Festigkeit der formschlüssigen Verbindung verwendbar sind. Zunächst sollen dazu die Ergebnisse der verschiedenen Probengeometrien der Scherproben diskutiert werden. Bei den Versuchen zeigt sich ein für Scherproben typisches Verhalten. Der ermittelte Festigkeitswert ist abhängig von der gewählten Probengeometrie. Eine Abhängigkeit der Scherfestigkeit von der gewählten Probengeometrie wurde auch bei Untersuchungen an faserverstärkten Keramiken festgestellt [80]. Dies ist bedingt durch die nicht homogene Schubspannungsverteilung. Durch die relativ geringe Steifigkeit des LFT deformiert nicht nur die Scherfläche, sondern auch die gesamte restliche Probe. Die Deformation ist von der Kerbgeometrie bzw. der Belastungsrichtung (Zug oder Druck) abhängig. Dadurch wird auch die Mehrachsigkeit der Spannung im Bereich der Kerbe beeinflusst. Dies führt in der Folge zu den unterschiedlichen experimentell ermittelten Scherfestigkeitswerten.

Obwohl mit den Scherversuchen keine eindeutige Scherfestigkeit ermittelt werden konnte, sollen diese in Abbildung 5.2 mit der fiktiven Scherfestigkeit der Auszugproben verglichen werden. Dazu, wurde die Maximalkraft der simulierten Auszugversuche ohne Kraftschluss für die Berechnung der fiktiven Scherfestigkeit verwendet. So kann verhindert werden, dass die Maximalkräfte durch die Kombination von Kraft- und Formschluss überschätzt werden. Vergleicht man die Scherfestigkeiten, sieht man, dass die aus den Maximalkräften der Auszugprobe (V3) mit einem Durchmesser von 6 mm mit 51 MPa berechnete

Scherfestigkeit im Bereich der anderen Scherproben liegt. Beim Formschluss mit einem Durchmesser von 10 mm (V3-5) liegt die Scherfestigkeit bei 40 MPa. Die Übereinstimmung der Scherfestigkeiten der Auszugprobe der Basisvarianten mit den Scherversuchen ist demnach eher zufällig.

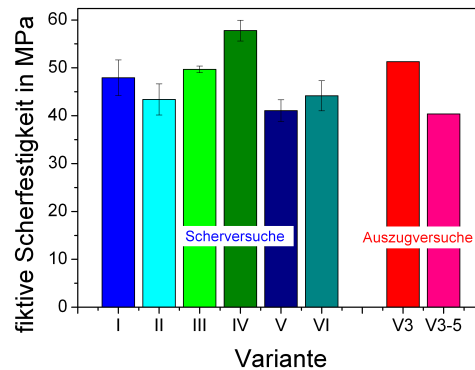


Abbildung 5.2: Vergleich der fiktiven Scherfestigkeiten von PA6.6 GF40 ermittelt an verschiedenen Scherproben und mit der Auszugprobe

Für eine genauere Betrachtung der Belastungssituation soll die Spannungsverteilung im linear elastischen Anfangsbereich der Auszugprobe mit einer der Scherproben verglichen werden. Ausgewählt wurde hierfür die Zug-Scher-Probe mit einer geschlitzten Kerbe (Versuchsreihe VI), da diese der Auszugprobe am ähnlichsten ist. In der Auszugprobe herrscht ebenfalls eine globale Zugbelastung und der Übergang zwischen LFT und Metall hat einen Winkel von 90° . Um die Spannungsverteilung der Zug-Scher-Probe mit der der Auszugprobe vergleichen zu können, wurde jeweils die Schubspannung im linearen Anfangsbereich bei einer nominellen Schubspannung von 10 MPa ausgewertet. Abbildung 5.3 zeigt den Vergleich der beiden Proben. Man sieht deutlich, dass sich die Spannungsverteilungen unterscheiden. Bei den Zug-Scher-Proben entwickelt sich ein über die Scherfläche symmetrischer Spannungsverlauf, mit einer leichten Überhöhung an den Kerben. Der Verlauf der Spannung bei der Auszugprobe ist bedingt durch die Belastung nicht symmetrisch. Der untere Bereich des Formschlusses ist nahezu spannungsfrei. Es bildet sich eine deutliche Spannungskonzentration an der oberen Kante im LFT beim Übergang von Formschluss in den flächigen Teil der Probe.

Bei der Auszugprobe ist die Spannungsverteilung deshalb so von der der Scherprobe verschieden, weil ein Bimaterial vorliegt. Das LFT und der Stahl sind zum Zeitpunkt des Versagens teilweise verbunden und teilweise nicht (siehe Abbildung 4.8). Dadurch wirkt die nicht verbundene Grenzfläche als Riss im Bimaterial. Die numerische Festigkeitsbewertung solcher Bimaterialien ist nicht ohne weiteres möglich. Bitsche [2] und Yang [90] verfolgen bruchmechanische Ansätze. Eine bruchmechanische Bewertung kommt

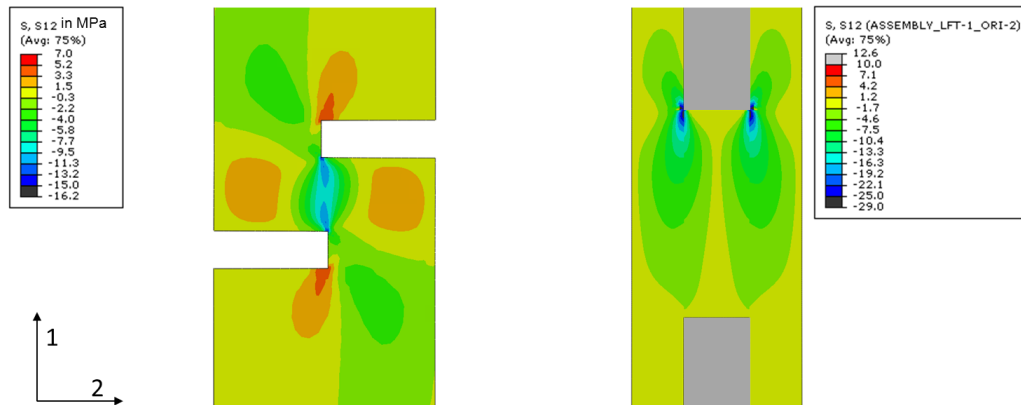


Abbildung 5.3: Vergleich der Schubspannungsverteilung in der Zug-Scher-Probe und in der Auszugprobe

für den hier vorliegenden langfaserverstärkten Hybridverbund aus den in Kapitel 4.1.4 dargelegten Gründen nicht in Frage. Es wurde daher ein ingenieurmäßiger Ansatz für die Simulation angewandt. Die Materialdaten wurden so angepasst, dass das Verhalten der Auszugprobe wieder gegeben wird. Die Anpassung der Materialdaten zeigt jedoch eine stark Netzabhängigkeit.

Die experimentellen Untersuchungen anderer Geometrien lassen erkennen, dass eine Änderung der Form der Durchbrüche hin zu einem elliptischen oder einem quadratischen Querschnitt keine Änderung der Festigkeit bewirkt (siehe Abbildung 3.25 (links)). Verändert man die effektive Querschnittsfläche des Formschlusses, so zeigt sich, dass mehrere kleine Formschlüsse effektiver sind als einzelne größere Formschlüsse. Dies kann durch die Spannungsverteilung im Formschluss erklärt werden. In Abbildung 5.3 (rechts) ist dargestellt, dass die Schubspannungsverteilung nicht konstant über die Querschnittsfläche ist und dadurch nicht der ganze Querschnitt zur Kraftübertragung beiträgt. Der Kraftanstieg bei einer größeren Anzahl an Formschlüssen ist nichtlinear, wobei bei zwei Formschlüssen die Kraft um den Faktor 1,9 und bei drei Formschlüssen die Kraft um den Faktor 2,5 ansteigt. Bei Verbindungen mit drei Formschlüssen macht sich die Krümmung durch die Länge der Probe deutlicher bemerkbar und die Belastung der Formschlüsse ist dadurch nicht zentrisch. Die Tendenz zu kleineren Maximalkräften je Formschluss bei mehreren Formschlüssen zeigt auch eine Simulationsstudie (siehe Abbildung 4.16). Sowohl bei einer Anordnung quer als auch bei einer längs zur Belastungsrichtung nimmt die Kraftübertragung bezogen auf die Anzahl der Formschlüsse ab. Die Abnahme ist bei einer Anordnung quer zur Belastungsrichtung geringer. In Abbildung 5.4 ist die von Mises Spannungsverteilung in einem Viertelmodell einer Auszugprobe mit vier Formschlüssen dargestellt. Die Belastung im oberen Formschluss ist deutlich größer als im unteren. Diese

ungleiche Verteilung der Last, resultiert ähnlich wie bei Kleb- und Nietverbindungen, aus der Deformation der Fügepartner. Die Abbildung zeigt auch, dass die Symmetrieebene nicht spannungsfrei ist, dadurch beeinflussen sich die Formschlüsse quer zur Auszugrichtung gegenseitig. Die Maximalkraft normiert auf die Anzahl der Formschlüsse einer Anordnung mit einem einzelnen Formschlusses kann nicht erreicht werden.

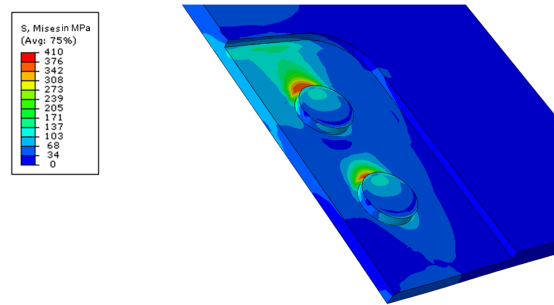


Abbildung 5.4: Von Mises Spannungsverteilung in einer Auszugprobe mit vier Formschlüssen kurz vor dem Versagensbeginn.

Bei der Simulation der verschiedenen Formschlussvarianten zeigt sich, dass eine Vergrößerung und eine Formänderung zu einem quadratischen Querschnitt gut abgebildet werden können. Bei der Simulation der elliptischen Querschnitte werden im Gegensatz zu den experimentellen Ergebnissen Unterschiede bei veränderter Belastungsrichtung berechnet. Das Simulationsmodell mit den an den runden Querschnitt angepassten Materialdaten kann demnach nur für Geometrien mit einem Längen-zu-Breiten Verhältnis von eins eingesetzt werden. Verbesserungen der Modellierung könnten durch eine Betrachtung der Faserorientierung, der Zug/Druck Anisotropie des LFTs und durch ein verbessertes Materialmodell erzielt werden. Die größte Problematik, d.h. die hohe Spannungskonzentration im Bimaterial würde dadurch jedoch nicht verändert. Die Festigkeitsbewertung mit klassischen Versagensmodellen stößt hier an Ihre Grenzen. Es müssen Konzepte entwickelt werden, bei denen z.B. das Versagen auf integralen Werten und nicht auf Werten an diskreten Punkten basiert.

Die experimentellen Untersuchungen zum Einfluss der Formschlussgeometrie auf die Festigkeit wurden mit einer anderen Herstellungscharge als die Basisuntersuchungen durchgeführt. Die Referenzvariante unterscheidet sich im Mittelwert kaum. Die Streuung dieser Charge liegt jedoch deutlich über der der Basisvariante. Betrachtet man die in Abbildung 5.5 dargestellten Schlitze der beiden Chargsen sieht man, dass bei der einen Charge deutliche Fehlstellen im LFT auftreten (rechts). Bei der Basisvariante sind keine Fehlstellen vorhanden (links).

Die ermittelte Festigkeit der Polypropylenverbunde mit Formschluss liegt nur bei 40%

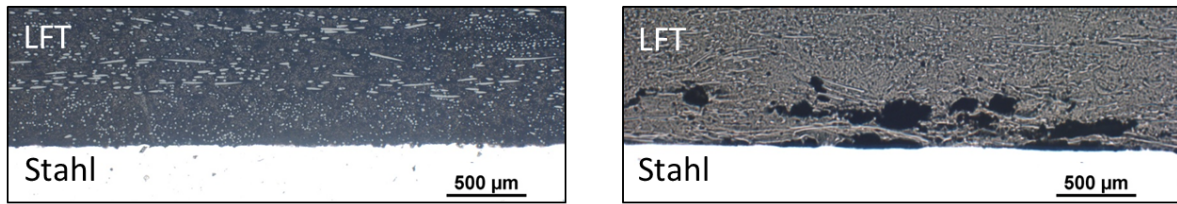


Abbildung 5.5: Schlibbilder von Auszugproben mit PA6.6 GF40 der Variante 3 (links) und der Variante 3-1 für die Geometrieuntersuchung (rechts)

der Formschlussfestigkeit der Polyamidverbunde. Dies entspricht den Erwartungen, da bekannt ist, dass Polyamid eine höhere Festigkeit besitzt als Polypropylen (siehe Abbildung 2.4). Bei veränderter Querschnittsfläche des Formschlusses zeigt sich auch bei Polypropylenverbunden ein Anstieg der Auszugskraft. In Abbildung 5.6 ist die normierte Auszugskraft über der Querschnittsfläche des Durchbruches für beide Verbunde dargestellt. Normiert wurde auf die jeweilige Auszugskraft der Basisvariante mit einem Durchmesser von 6 mm. Man sieht, dass der Anstieg bei den Polyamidverbunden größer ist. Die durch den Formschluss bedingten Eigenspannungen im Verbund erhöhen sich bei einem größeren Formschluss. Da bei den Polypropylenverbunden kein signifikanter Kraftschluss vorhanden ist, kann durch diesen Effekt der Unterschied erklärt werden.

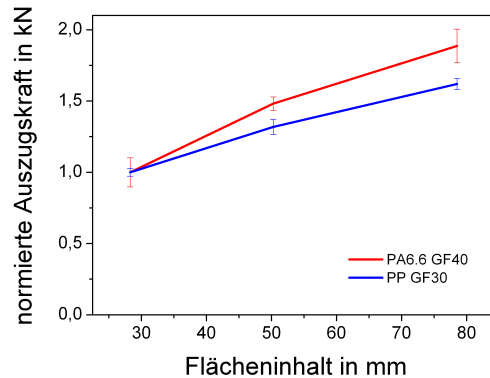


Abbildung 5.6: Vergleich der normierten Auszugkräfte von Polyamid und Polypropylenverbunden bei veränderter Fläche des Formschlusses

Beim Vergleich mit den formschlüssigen SMC-Verbunden besteht die Schwierigkeit, dass hier schon bei der unbehandelten Oberfläche Adhäsion zwischen SMC und Stahl auftritt. Eine Probe, bei der der Formschluss die Maximalkraft bestimmt, existiert hier nicht. Vergleicht man jedoch den Kraft-Weg-Verlauf, trägt der Formschluss hier in etwa 1,5 kN (siehe Abbildung 3.32). Die Festigkeit liegt demnach auch deutlich unter der des Formschlusses bei Polyamid. Durch die spröden Eigenschaften der duromeren

Matrix besitzt das SMC eine deutlich höhere Kerbempfindlichkeit als thermoplastische LFT Werkstoffe. Durch die Spannungskonzentration im Formschluss entspricht die geringere Tragfähigkeit des SMC Formschlusses, trotz ähnlicher Zugfestigkeitskennwerte des SMC GF30 wie bei PA6.6 GF40 (siehe Tabelle 3.1), daher den Erwartungen. Einen zusätzlichen Einfluss auf die geringe Maxmalkraft kann die nicht ausreichende Füllung des Formschlusses durch die Fasern des SMC haben (siehe Abbildung 3.33).

5.4 Schematische Darstellung des Verformungs- und Versagensverhalten

Das Verformungs- und Versagensverhalten der Kunststoff-Metall-Hybridverbunde ist stark von den wirkenden Verbindungsmechanismen abhängig. Basierend auf den experimentellen Ergebnissen der Polyamid-, Polypropylen und SMC-Verbunde und den Ergebnissen aus der Simulation sind im Folgenden schematische Kraft-Weg-Kurven, die das prinzipielle Verhalten zusammenfassen, dargestellt.

Abbildung 5.7 (links) zeigt das Verhalten der stoffschlüssigen Verbindung bis zu deren Versagen. Die Kraft-Weg-Kurve ist linear. Im Vergleich dazu zeigt Abbildung 5.7 (Mitte) das Verhalten der formschlüssigen Verbindung. Die Kraft-Weg-Kurve ist nur im Anfangsbereich linear, danach zeigt sich eine deutliche Nichtlinearität. Die Anfangssteigung der Kurve ist immer geringer als bei der stoffschlüssigen Verbindung. Dies ist dadurch bedingt, dass neben den flächigen Fügepartnern auch das LFT im Formschluss verformt wird. Kombiniert man Stoffschluss und Formschluss zeigt sich ein kombiniertes Verhalten (siehe Abbildung 5.7 (rechts)). Durch die höhere Steifigkeit trägt zunächst die stoffschlüssige Verbindung, erst wenn diese versagt übernimmt der Formschluss die Last. Auf welches Lastniveau die Kraft nach dem Versagen des Stoffschlusses abfällt, ist abhängig vom gewählten Verhältnis zwischen Formschluss und Stoffschluss. Bei entsprechender Kombination ist es auch möglich, dass die Kraft nach dem Versagen des Stoffschlusses weiter ansteigt. Beeinflusst wird dies zum einen von der Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung, welche von der Oberflächenvorbehandlung und den Prozessparametern abhängt. Zum anderen fließt das Verhalten der formschlüssigen Verbindung, welche sowohl vom gewählten Kunststoffmaterial als auch von der Geometrie (Größe, Anzahl) abhängt, ein.

Bei der kraftschlüssigen Verbindung ergibt sich nach einem steilen Kraftanstieg nach dem Erreichen der verhältnismäßig niedrigen Maximalkraft ein nur sehr leichter Kraftabfall (siehe Abbildung 5.8 (links)). Die Steifigkeit des Verbundes ist die gleiche wie bei der stoffschlüssigen Verbindung, da auch hier nur die flächigen Fügepartner verformt werden. Kombiniert man Kraftschluss und Stoffschluss, ändert sich am prinzipiellen Kraftverlauf

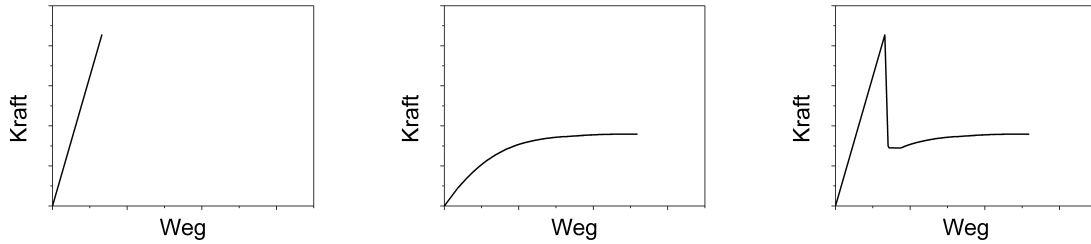


Abbildung 5.7: Schematische Darstellung der Kraft-Weg-Kurven von Verbindungen basierend auf Stoffschluss (links), Formschluss (Mitte) und Kombinationen davon (rechts)

bis zum Versagen der stoffschlüssigen Verbindung nichts (siehe Abbildung 5.8 (Mitte)). Die Maximalkraft ist jedoch die Summe aus den Maximalkräften bei Stoffschluss und Kraftschluss. Nach dem Versagen der stoffschlüssigen Verbindung, bleibt der Kraftschluss weiterhin bestehen, es ergibt sich der gleiche Kraftverlauf wie beim reinen Kraftschluss.

In Abbildung 5.8 (rechts) ist der prinzipielle Verlauf bei einer Kombination von Kraftschluss und Formschluss dargestellt. Die Steifigkeit wird zunächst vom Kraftschluss bestimmt, ähnlich wie bei der Kombination von Stoffschluss und Formschluss. Nach dem Übergang von Haftreibung in Gleitreibung wird auch vom Formschluss Kraft übertragen. Der Kraftschluss wirkt jedoch weiterhin. Das Kraftmaximum liegt daher über dem bei einer rein formschlüssigen Verbindung.

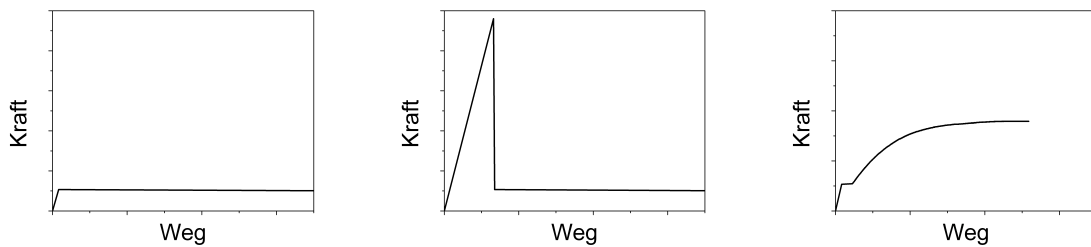


Abbildung 5.8: Schematische Darstellung der Kraft-Weg-Kurven von Verbindungen mit Kraftschluss: Kraftschluss (links), Stoffschluss und Kraftschluss (Mitte), Formschluss und Kraftschluss (rechts)

5.5 Potentialanalyse

Basierend auf den experimentellen und numerischen Ergebnissen dieser Arbeit kann das Einsatzpotential der verschiedenen Verbindungsmechanismen bezogen auf das Verformungs- und Versagensverhalten bewertet werden. Um eine Bewertung vorzunehmen, muss jedoch zunächst festgelegt werden, welche Kriterien ausschlaggebend sind.

Eine Möglichkeit ist eine Auslegung nach der höchsten *Steifigkeit*. In diesem Fall ist die stoffschlüssige Verbindung am vorteilhaftesten. Die Verformung kommt bei dieser Verbindung ausschließlich aus der Verformung der Fügepartner, die Verbindung an sich verformt sich nicht. In Abbildung 5.9 sind die Anfangssteifigkeiten von Auszugproben der Variante 2 mit einer stoffschlüssigen Verbindung mit PA6.6 GF40, PP GF30 und SMC GF30 dargestellt. Wie erwartet weist der Polypropylenverbund im Vergleich zu den anderen beiden Varianten eine deutlich niedrigere Steifigkeit auf.

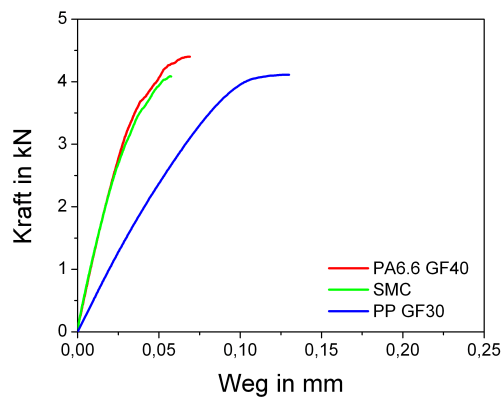


Abbildung 5.9: Vergleich der Steifigkeiten der Auszugproben mit einer stoffschlüssigen Verbindung bei PA6.6 GF40, PP GF30 und SMC GF30

Eine andere Möglichkeit ist eine Bewertung nach der *Belastbarkeit*. Hierbei kommt es stark auf die gewählte Geometrie und Konfiguration an. Bei den geprüften Basisuntersuchungen aus Kapitel 3.2 mit PA6.6 GF40 wurden zufälligerweise Konfigurationen gewählt, bei denen die stoffschlüssige und die formschlüssige Verbindung eine nahezu identische Maximalkraft aufweisen. Eine Möglichkeit zur Steigerung der Kraftübertragung ist bei beiden Varianten eine Vergrößerung des belasteten Querschnitts. Verlängert man den Metalleinleger nimmt die fiktive Grenzflächenfestigkeit leicht ab (siehe Abbildung 3.19). Der Verzug macht sich deutlicher bemerkbar. Die Festigkeit kann daher nicht voll ausgeschöpft werden. Bei einer Bauteilauslegung müsste darauf geachtet werden, dass möglichst wenig Verzug im Bereich der Verbindung vorliegt. Bei der formschlüssigen Verbindung sollte eine Erhöhung der Maximalkraft eher über eine größere Anzahl der

Durchbrüche, als über eine Vergrößerung des einzelnen Querschnitts erfolgen. Es ist jedoch darauf zu achten, dass auch bei idealen verzugsfreien Bedingungen nur ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Anzahl der Formschlüsse und der Maximalkraft erreicht werden kann. Abbildung 4.16 zeigt, dass die maximale Auszugskraft je Formschluss bei einer Vergrößerung der Anzahl abnimmt. Die Experimente weichen noch stärker vom linearen Zusammenhang ab. Bei einer Verdoppelung der Anzahl der Formschlüsse verdoppelt sich die Maximalkraft noch, während bei einer Erhöhung auf drei Formschlüsse der lineare Zusammenhang nicht mehr gegeben ist (siehe Abbildung 3.25). Eine Ursache ist vermutlich auch hier der herstellungsbedingte Verzug und die daraus resultierende ungleichmäßige Spannungsverteilung in der Probe.

Eine Steigerung der Belastbarkeit ohne eine Veränderung der Abmessungen der Verbindung kann bei der formschlüssigen Verbindung durch eine Materialoptimierung bzw. -substitution erfolgen. Die untersuchten Bruchflächen weisen auf einen stark von der Faser-Matrix-Haftung dominierten Schädigungsmechanismus hin. Bei einer Optimierung der LFT Materialien sollte demnach auf eine verbesserte Haftung zwischen Faser und Matrix gesetzt werden. Vergleicht man die Maximalkräfte des Formschlusses der Polyamidverbunde (siehe Abbildung 3.4) mit denen der Polypropylenverbunde (siehe Abbildung 3.30), zeigt sich ein deutlicher Unterschied. Die Maximalkraft des Polypropylenformschlusses liegt bei gleicher Geometrie nur etwa bei 40% des Polyamidformschlusses. Durch eine Materialsubstitution mit leistungsfähigeren Polyamiden oder anderen hochwertigeren thermoplastischen Matrixmaterialien könnte die Belastbarkeit weiter verbessert werden [6]. Ansonsten ist auf eine hohe Prozessqualität zu achten, um wie hier bei den Basisuntersuchungen, eine niedrige Streuung zu erhalten.

Bei der stoffschlüssigen Verbindung kann durch Prozessoptimierung eine geringere Streuung und eine verbesserte Festigkeit erreicht werden. Gruijic [10] verlangt in seiner Analyse eine Festigkeit von mindestens 10 MPa, um die stoffschlüssige Verbindung sinnvoll nutzen zu können. Sollte diese Festigkeit über Prozessoptimierung nicht erreicht werden können, bietet sich das Aufbringen eines Haftvermittlers bzw. einer Zwischenschicht an (siehe Absatz 5.2). Die stoffschlüssige Verbindung bietet daher auch bei einer Bewertung nach der Festigkeit sowohl für Polyamid- als auch für Polypropylenverbunde ein hohes Potential.

Bei Verbunden mit einem duromeren SMC GF30 liegt die Festigkeit schon ohne Vorbehandlung im Bereich der Festigkeit der thermoplastischen Verbunde mit einer aufgerauten Oberfläche und damit deutlich über der Belastbarkeit der formschlüssigen Verbindung. Bei einer aufgerauten Oberfläche lässt sich die Festigkeit noch um den Faktor zwei steigern. Für diese Verbunde ist daher bei einer Bewertung nach der Belastbarkeit die stoffschlüssige Verbindung die beste Wahl.

Eine weiteres mögliches Bewertungskriterium ist die *Energieaufnahme*. Bei gleicher Maximalkraft ist hier die formschlüssige Verbindung vorteilhafter als die stoffschlüssige

Verbindung, da eine deutlich größere Deformation beim Versagen erreicht wird (siehe Abbildung 3.5). Um keine Abstriche bei der Steifigkeit machen zu müssen, bietet sich auch eine Kombination der Verbindungsmechanismen an. Die geprüfte Variante 4 hat gezeigt, dass sich nach einer von der stoffschlüssigen Verbindung geprägten hohen Anfangssteifigkeit, ein Krafniveau mit einer deutlichen Wegzunahme ergibt, welche durch die formschlüssige Verbindung bedingt ist. Die Vorteile beider Verbindungen können damit kombiniert werden.

Ein weiterer Nutzen einer Kombination der Mechanismen ist, dass prozessbedingte Streuungen von einem der Mechanismen besser ausgeglichen werden können. Um bei einer Kombination der Mechanismen die Vorteile nutzen zu können, muss eine richtige Kombination gewählt werden. In dieser Arbeit durchgeführte Simulationsstudien belegen, dass sich die Kraft-Weg-Kurven bei einer veränderten stoffschlüssigen Verbindung in ihrem prinzipiellen Verhalten verändern. Ein ähnliches Verhalten wird auch bei gleich bleibenden Parametern der Verbindungen, aber veränderter Anordnung, erwartet. Um die Veränderung der Kraft-Weg-Kurven zu bewerten, ist in Abbildung 5.10 das Ergebnis der Kraft-Weg-Kurven für die jeweiligen formschlüssigen und stoffschlüssigen Verbindungen für PA6.6 GF40 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich das Verhalten bei einer ungünstigen Kombination dem Verhalten der Einzelmechanismen annähert. Eine Kombination ist dann nicht mehr sinnvoll. Dieser Effekt wird auch bei den Untersuchungen mit Polypropylen und SMC beobachtet. Für diese Verbunde wurde in beiden Fällen die Kombination so gewählt, dass die Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung deutlich über der der formschlüssigen liegt. Die Kraft-Weg-Kurven ähneln daher sehr denen der reinen stoffschlüssigen Verbindung (siehe Abbildungen 3.29, 3.30 und 3.32). Auch bei einer Vergrößerung des Formschlusses dominiert bei den Polypropylenverbunden die stoffschlüssige Verbindung (siehe Abbildung 3.31). Um bei einer Kombination den Formschluss nutzen zu können, müssten deutlich größere Formschlüsse oder andere Geometrien gewählt werden.

Es lässt sich demnach schlussfolgern, dass bei der Kombination verschiedener Verbindungsmechanismen sinnvolle Konfigurationen gewählt werden müssen. Andererseits muss auch bei der Auswahl von Proben zur Bewertung von Verbindungen darauf geachtet werden, dass sich durch eine ungewollte Kombination von Verbindungsmechanismen Effekte überlagern können. Zhao macht bei seinen Untersuchungen mit spritzgegossenen Kunststoff-Metall-Hybridverbunden die Beobachtung, dass eine Zunahme der Festigkeit durch eine Größere Anzahl der Formschlüsse nur dann gegeben ist, wenn die Bleche nicht vorgewärmt sind. Bei einer guten Vorwärmung ergibt sich unabhängig von der Anzahl der Formschlüsse die gleiche Auszugkraft [56]. Diese Beobachtung kann dadurch erklärt werden, dass nur bei einem nicht vorgewärmten Blech der Formschluss dominierend zur Kraftübertragung beiträgt. Bei einem vorgewärmten Blech ergibt sich vermutlich Adhäsion an der Grenzfläche, die Festigkeit wird hier nicht durch die Formschlüsse,

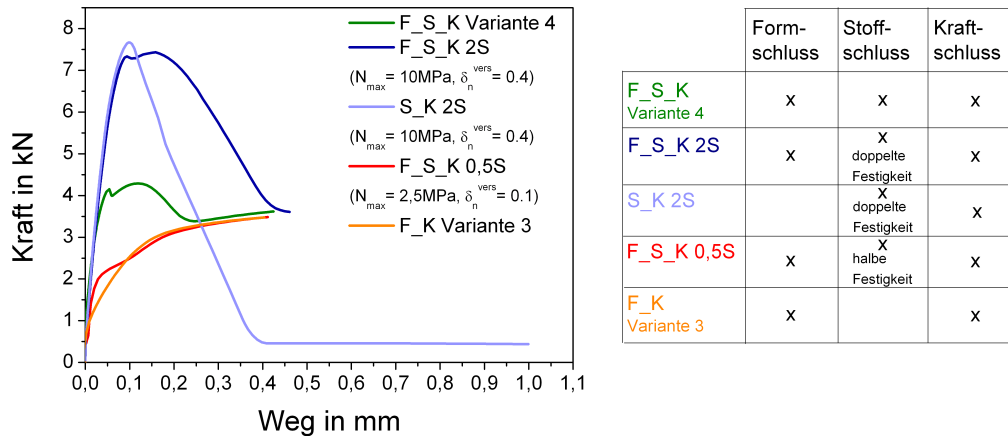


Abbildung 5.10: Vergleich von Kombinationen von Formschluss und Stoffschluss mit reinen Stoffschluss- bzw. Formschlussverbindungen bei Polyamidverbunden

sondern im wesentlichen durch die Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung bestimmt. Die Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung ändert sich bei einer Veränderung der Anzahl der Formschlüsse nicht. Ohne Formschlüsse hätten man hier vermutlich die gleiche Festigkeit erreichen können.

Ein ähnliches Verhalten ist auch bei der Kombination von Nietverbindungen bzw. Bolzenverbindungen mit Klebungen bekannt. Wie in Kapitel 2.2.2 dargelegt, setzt sich hier die Kraft-Weg-Kurve ebenfalls aus denen der Einzelkomponenten zusammen. Nur bei einer geeigneten Kombination haben beide Mechanismen einen Einfluss auf die Kraft-Weg-Kurven. Dominiert einer der Mechanismen trägt der andere nur unwesentlich zum Verformungs- und Versagensverhalten bei. Es wurde jedoch auch nachgewiesen, dass, selbst wenn sich bei einer statischen Prüfung durch eine Kombination keine Verbesserung der Eigenschaften einstellt, dies bei zyklischen Belastungen durchaus der Fall sein kann [67], [69].

In dieser Arbeit wurden die vorliegenden Hybridverbunde nur unter statischer Belastung geprüft. Um das Potential im Einsatz zu bewerten, müssten auch Untersuchungen unter zyklischer und dynamischer (hohe Belastungsgeschwindigkeit) Belastung durchgeführt werden. Möglicherweise zeigen sich bei zyklischen Belastungen ähnliche Effekte wie bei der Kombination von Niet- und Klebeverbindung. Eine formschlüssige Verbindung könnte hier vorteilhafter sein als eine stoffschlüssige. Bei dynamischen Belastungen wird sich vermutlich die bekannte Dehnratenabhängigkeit der langfaserverstärkten Kunststoffe bemerkbar machen. Außerdem muss analysiert werden, inwieweit bei einer Bewertung nach der Belastbarkeit der Verbunde die Maximalkraft, d.h. die Nottragfähigkeit, alleinig als Bewertungskriterium ausreichend ist. Mögliche andere Bewertungskriterium wären

das erste Auftreten von irreversiblen Schädigungen.

Eine Bewertung des Einsatzpotentials darf natürlich nicht nur auf der Basis des Verformungs- und Versagensverhaltens erfolgen. Gerade im Automobilbau liegt das Hauptaugenmerk häufig auf den Kosten. Es soll in dieser Arbeit keine detaillierte Kostenanalyse erfolgen, vergleicht man jedoch die notwendigen Prozessschritte zur Herstellung der Verbindungen kann man Anhaltspunkte zu den Kosten erhalten. Bei formschlüssigen Verbindungen müssen die Bleche vor dem Umpressen gestanzt, umgeformt oder gebohrt werden, dieser Prozessschritt entfällt bei der reinen stoffschlüssigen. Dafür muss die Oberfläche des Metalleinlegers z.B. durch Strahlen der Oberfläche mit Korund oder das Aufbringen eines Haftvermittlers vorbehandelt werden. Bei kombinierten Verbindungen müssen beide Schritte durchgeführt werden. Betrachtet man die Prozesssicherheit ist sicherlich der Prozessschritt der formschlüssigen Verbindung der einfachere und leichter zu reproduzierende.

6 Zusammenfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde das Verformungs- und Versagensverhalten von langfaserverstärkten Kunststoff-Metall-Hybridverbunden mit verschiedenen Verbindungskonfigurationen im Probenmaßstab anhand von Auszugversuchen experimentell und numerisch untersucht. Die Kraftübertragung basiert auf den Verbindungsmechanismen Kraftschluss, Stoffschluss und Formschluss. Durch detaillierte experimentelle Untersuchungen konnten die Effekte, die das Verhalten der verschiedenen Verbindungsvarianten beeinflussen, voneinander separiert werden. Darauf aufbauend konnte gezeigt werden, mit welchen Simulationsmethoden die einzelnen Mechanismen und Kombinationen modelliert werden können. Es wurde dargestellt in welchen Grenzen die heute verfügbaren Methoden anwendbar sind. Abschließend wurde eine Analyse des Einsatzpotentials von Kunststoff-Metall-Hybridverbunden auf der Basis ihres Verformungs- und Versagensverhaltens von Verbindungen beruhend auf den verschiedenen Mechanismen durchgeführt.

Die Hauptuntersuchungen wurden an langfaserverstärktem Polyamid6.6 mit 40 Gewichtsprozent Glasfasern (PA6.6 GF40) und dem Karosseriestahl HC420LA, hergestellt im Fließpressverfahren, durchgeführt. Es wurden zunächst vier Basisvarianten der Verbindung im Probenmaßstab mit Auszugversuchen experimentell charakterisiert. Die Varianten unterscheiden sich zum einen in der Oberflächenvorbehandlung des Stahleinlegers (gestrahlt mit Korund / nicht gestrahlt). Zum anderen wurde bei zwei Varianten über einen Durchbruch im Metall ein Formschluss realisiert. Das Verformungs- und Versagensverhalten der vier Varianten unterscheidet sich deutlich. Durch nachfolgende detaillierte Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die drei Verbindungsmechanismen Kraftschluss, Stoffschluss und Formschluss in unterschiedlicher Kombination und Wirkung vorliegen.

Die kraftschlüssige Verbindung beruht auf den durch den Herstellprozess bedingten Eigenspannungen im Hybridverbund. In Kombination mit Reibung wird eine Kraft übertragen. Der Kraftschluss trägt bei allen vier Varianten durch die gewählte Geometrie der Auszugprobe zur Kraftübertragung bei. Variante 1 beruht fast ausschließlich auf Kraftschluss. Der stoffschlüssige Verbindungsmechanismus existiert bei einer aufgerauten z.B. gestrahlten Stahloberfläche. Er basiert auf direkter Adhäsion zwischen dem verstärkten Kunststoff und Stahl. Das LFT ist hier Fügepartner und Klebstoff zugleich. Durch Schlibfbilder von ungeprüften Proben und rastrelektronenmikroskopischen Aufnahmen

nach dem Versagen der stoffschlüssigen Verbindung konnte gezeigt werden, dass der Kunststoff in die durch das Strahlen mit Korund entstandene zerklüftete Oberfläche des Metalleinlegers eindringt. Bei zwei Varianten konnte das LFT bei der Herstellung durch den Durchbruch im Stahleinleger fließen. Dadurch ergibt sich eine formschlüssige Verbindung. Diese ähnelt einer Bolzenverbindung mit der Besonderheit, dass das LFT auch hier Fügepartner und Bolzen zugleich ist. Die formschlüssige Verbindung bewirkt ein nichtlineares Verformungsverhalten der Auszugprobe. Dieses ist auf das nichtlineare Verformungsverhalten des LFT zurückzuführen. Computertomographische Aufnahmen zeigen, dass sich die Faserorientierung im Formschluss deutlich von der beim LFT ansonsten üblichen geschichteten Faserorientierung unterscheidet. Ein deutlicher Anteil der Fasern ist in Dickenrichtung orientiert. Die Faserorientierung beeinflusst auch das Versagen des Formschlusses. Der unter Belastung entstandene Riss wächst ausgehend von der höchstbelasteten Stelle entlang der Fasern in den Formschluss und nicht, wie bei einem homogenen Material, entlang der Scherebene.

Um die Übertragbarkeit auf andere Materialsysteme zu untersuchen, wurden auch Auszugversuche an langglasfaserverstärktem Polypropylen mit 30 Gewichtsprozent Glasfasern (PP GF30) und an Sheet Moulding Compound ebenfalls mit 30 Gewichtsprozent Glasfasern (SMC GF30), jeweils in Kombination mit Stahl durchgeführt. Die Herstellung dieser Hybridverbunde erfolgte wie bei den Polyamidverbunden im Fließpressverfahren. Bei beiden untersuchten Konfigurationen zeigt sich ein ähnliches Verformungs- und Versagensverhalten, wie bei den detailliert untersuchten Polyamidverbunden. Die Ausprägung der einzelnen Mechanismen unterscheidet sich jedoch. Bei den Polypropylenverbunden lag die Festigkeit der formschlüssigen Verbindung bei gleicher Größe und Form des Durchbruches nur bei 40% der Formschlussfestigkeit der Polyamidverbunde. Die stoffschlüssige Verbindung erreicht ein ähnliches Kraftniveau. Die kraftschlüssige Verbindung ist hier nicht von Bedeutung. Bei der Kombination von Formschluss und Stoffschluss zeigt sich daher nach dem Aufbrechen der stoffschlüssigen Verbindung ein größerer Kraftabfall als bei den Polyamidverbunden. Bei den SMC-Verbunden bildet sich schon ohne Vorbehandlung Adhäsion an der Grenzfläche. Die Variante ohne Vorbehandlung mit Formschluss entspricht bei den SMC-Verbunden daher schon einer Kombination von Stoffschluss und Formschluss.

Im zweiten Teil der Arbeit wurden Simulationsmodelle der hybriden Auszugproben aufgebaut. Es wurden dabei zunächst die Verbindungsmechanismen getrennt voneinander modelliert. Für die kraftschlüssige Verbindung wurden, da aussagekräftige Prozesssimulationsmodelle zur Zeit nicht verfügbar sind, die Eigenspannungen indirekt mit gemessenen Reibkoeffizienten über das Auszugverhalten der Probe berechnet. Auf diese Weise konnten auch Experimente mit längeren Einlegern simulativ gut abgebildet werden. Für die stoffschlüssige Verbindung wurde eine Modellierungsmethode ausgewählt, welche auch für Klebungen und für endlosfaserverstärkte Verbundwerkstoffe häufig eingesetzt wird.

Im Unterschied zu den häufig verwendeten Kohäsivzonenelementen, wurde jedoch in dieser Arbeit ein Kontaktmodell mit einer Kohäsivzonenformulierung verwendet. Die Kontakte wurden ausgewählt, da mit ihnen auch eine Kombination von Stoffschluss und Kraftschluss modelliert werden kann. Auch hier konnten, mit den an die Basisvarianten angepassten Materialdaten, Versuche an Proben mit längeren Einlegern berechnet werden. Die formschlüssige Verbindung birgt bei der Modellierung die größten Herausforderungen. Durch die vorliegende Konfiguration des Bimaterials (Steifigkeitssprung) entsteht unter Belastung eine starke Spannungsüberhöhung am Übergang zwischen Metall und LFT. Klassische Berechnungsmethoden mit einfachen spannungs- oder dehnungsbasierten Versagenskriterien stoßen hier an ihre Grenzen. In dieser Arbeit wurde daher eine Berechnungsmethode gewählt, bei der die nichtlinearen Schubdaten des LFTs an die Auszugprobe angepasst wurden. Eine Übertragbarkeit der Formschlussmodellierung auf andere Geometrien mit dem gleichen Materialdatensatz gilt daher nur bei ähnlichen ausgeprägten Spannungsüberhöhungen und gleicher Netzfeinheit im Bereich der Spannungsüberhöhung.

Um zukünftig eine quantitativ belastbare Auslegung von Kunststoff-Metall-Hybridverbunden basierend auf Simulationen mit der Finite Elemente Methode durchführen zu können, sind weitere Entwicklungen notwendig. Zum einen wäre eine Prozesssimulation zur Berechnung der Eigenspannungen und der Faserorientierungen im Bereich des Formschlusses hilfreich. Der größte Entwicklungsbedarf liegt im Bereich der numerischen Vorhersage der Formschlussverbindung. Hier müsste ein Ansatz gefunden werden, wie mit den hohen Spannungskonzentrationen umgegangen werden kann. Um große Bauteile berechnen zu können müssten, ähnlich wie Schweißpunktverbindungen, Ersatzmodelle welche das Verformungs- und Versagensverhalten beschreiben, entwickelt werden.

Mit den Modellen der einzelnen Mechanismen konnten in einem weiteren Schritt die Wirkungen verschiedener Kombinationen aller Verbindungsmechanismen berechnet und bewertet werden. Hierbei wurde zunächst die experimentell geprüfte Variante 4 mit einer Kombination von gestrahlter Oberfläche und Formschluss analysiert. Es zeigte sich hierbei eine gute Übereinstimmung des prinzipiellen Verformungs- und Versagensverhaltens. Des weiteren wurden Simulationsstudien mit ausgewählten experimentell nicht verfügbaren Konfigurationen gerechnet. Nur bei einer geschickten Kombination wird das statische Verformungs- und Versagensverhalten von allen Mechanismen beeinflusst. Variiert man bei konstant gehaltenen Parametern für Kraft- und Formschluss die Versagensparameter der stoffschlüssigen Verbindung, nähert sich die Kraft-Weg-Kurve bei einer Verdopplung dem Verhalten der reinen stoffschlüssigen Verbindung an. Bei halbierten Versagensparametern der stoffschlüssigen Verbindung dominiert die formschlüssige Verbindung und der Stoffschluss hat kaum einen Einfluss auf das Verformungs- und Versagensverhalten. In der Praxis würde eine Veränderung der stoffschlüssigen Verbindung zum Beispiel über eine anders vorbehandelte Oberfläche des Stahleinlegers erreicht.

Basierend auf den Erkenntnissen aus Experiment und Simulation erfolgte abschließend eine Analyse des Einsatzpotentials unter Berücksichtigung des Verformungs- und Versagensverhaltens der verschiedenen untersuchten Verbindungen. Bei einer Bewertung nach der Steifigkeit ist eine Verbindung basierend auf Stoffschluss am vorteilhaftesten. Das Ergebnis der Bewertung nach der Belastbarkeit der Verbindung hängt stark von der gewählten Materialkombination, der geometrischen Konfiguration und den Prozessparametern ab. Bei Polyamidverbunden kann eine formschlüssige Verbindung eine ähnliche Maximalkraft wie eine stoffschlüssige erzielen. Durch Prozessoptimierung könnte allerdings die Festigkeit der stoffschlüssigen Verbindung weiter verbessert werden. Bei Polypropylen und SMC zeigt die stoffschlüssige Verbindung ein deutlich höheres Potential. Bei den Polypropylenverbunden resultiert dies aus den optimaleren Prozessparametern für Stoffschluss und der geringeren Festigkeit des LFTs. Das SMC zeigt durch die adhäsiven Eigenschaften der duromeren Matrix sehr gute stoffschlüssige Verbindungseigenschaften. Eine weitere Bewertung kann nach der Energieaufnahme erfolgen. Hier bieten Kombinationen von Stoffschluss und Formschluss ein hohes Potential, wobei darauf geachtet werden muss, dass die richtige Konfiguration ausgewählt wird.

Durch die prinzipiellen Untersuchungen zum Verformungs- und Versagensverhalten von Kunststoff-Metall-Hybridverbunden wurde eine Basis geschaffen, mit der eine Bewertung und eine Auswahl geeigneter Verbindungskonzepte bei Weiterentwicklungen von Hybridstrukturen erleichtert wird. Es wird empfohlen, eine Auswahl nicht allein auf Basis der Festigkeit sondern auf Basis des gesamten Verformungs- und Versagensverhaltens zu treffen. Mit den in dieser Arbeit entwickelten Simulationsmodellen können Vorhersagen getroffen werden, wie das Verformungs- und Versagensverhalten bei quasi statischer Belastung durch Kombination von Kraftschluss, Formschluss und Stoffschluss gezielt beeinflusst werden kann. Es steht somit ein „Bewertungstool“ für die Auswahl und Optimierung geeigneter Kombinationen zur Verfügung. Letztendlich kann dadurch der Auslegungsprozess von langfaserverstärkten Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen effizienter gestaltet werden.

Literaturverzeichnis

- [1] KRAUSE, W.: *Verfahrensentwicklung für Strukturen aus langfaserverstärktem Thermoplast mit lokalen Endlosfaserverstärkungen*, Universität Stuttgart, Diss., 2005
- [2] BITSCHKE, R.: *Design and computational analysis of compound castings and other multi-material structures*, Technische Universität Wien, Diss., 2009
- [3] KOCH, B. ; KNÖZINGER, G. ; PLESCHKE, T. ; WOLF, H. J.: Hybrid-Frontend als Strukturbauteil. In: *Kunststoffe* 89 (1999), S. 82–86
- [4] JÄSCHKE, A. ; DAJEK, U.: Dachrahmen in Hybridbauweise. In: *VDI-Tagungsband Nr. 4260*, 2004, S. 25 – 45
- [5] OPPERBECK, G. ; RAULF, R. ; ZHAO, G.: Gewichtsoptimiert und torsionssteif - Montageträger aus Kunststoff-Metall-Hybrid. In: *Kunststoffe* 3 (2008), S. 78–79
- [6] MALEK, T.: Leichter als Stahl. In: *Kunststoffe* 3 (2010), S. 80–84
- [7] HENNING, Frank: *Verfahrensentwicklung für lang- und endlosglasfaserverstärkte thermoplastische Sandwich-Bauteile mit geschlossenem Werkstoff-Kreislauf*, Universität Stuttgart, Diss., 2001
- [8] EHRENSTEIN, G.W. ; AMESÖDER, S. ; FERNÁNDEZ-DIAZ, L. ; NIEMANN, H. ; DEVENTER, R.: Werkstoff- und prozessoptimierte Herstellung flächiger Kunststoff-Kunststoff und Kunststoff-Metall-Verbundbauteile. In: *Tagungsband zum Berichts- und Industriekolloquium 2003 des SFB 396*, 2003
- [9] SCHUCK, M.: Neue Wege zur großserientauglichen Herstellung von Leichtbaustrukturen durch integrative Fertigungsverfahren. In: *Leichtbau Colloquium, Landshut*, 2011
- [10] GRUJICIC, M. ; SELLAPPAN, V. ; OMAR, M.A. ; SEYR, N. ; OBIEGLO, A. ; ERDMANN, Marc ; HOLZLEITNER, J.: An overview of the polymer-to-metal direct adhesion hybrid technologies for load-bearing automotive components. In: *Journal of Materials Processing Technology* 197 (2008), S. 363–373

- [11] LUTTER, F. ; MÜNKER, M. ; WANDERS, M.: Rechnen bis zum Versagen - Crashsimulation an Kunststoff-Metall-Hybridbauteilen. In: *Kunststoffe* 92 (2002), S. 62–65
- [12] HENNING, F. ; ERNST, H. ; BRÜSSEL, R.: LFTs for automotive applications. In: *Reinforced Plastics* 49 (2005), S. 24–33
- [13] TRÖSTER, S.: *Materialentwicklung und -charakterisierung für thermoplastische Faserverbundwerkstoffe im Direktverfahren*, Universität Stuttgart, Diss., 2003
- [14] DAVIS, B. A. ; GRAMANN, P. J. ; OSSWALD, T. A. ; RIOS, A.C.: *Compression Molding*. Carl Hanser Verlag, 2003
- [15] BRAST, K.: *Verarbeitung von langfaserverstärkten Thermoplasten im direkten Plastifizier-/Pressverfahren*, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Diss., 2001
- [16] BRÜSSEL, R. ; ERNST, H. ; HENNING, F.: Langfaserverstärkte Thermoplaste inline compoundieren. In: *Kunststoffe* 10 (2001), S. 136–143
- [17] ZÖLLNER, O.: Grundlagen zur Schwindung von thermoplastischen Kunststoffen / Bayer. – Forschungsbericht
- [18] EYERER, P. ; ELSNER, P. ; HIRTH, T.: *Dominghaus - Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften*. Springer, 2005
- [19] *Kapitel Gestalten, Fügen, Berechnungsansätze und Simulation EDV-unterstützter Konstruktionen und Auslegung von Kunststoffbauteilen*. In: KEUERLEBER, M. ; EYERER, P.: *Polymer Engineering Technologien und Praxis*. Springer, 2008, S. 466–485
- [20] BASF: Verzugverhalten von faserverstärkten Spritzgussteilen. 2007. – Forschungsbericht
- [21] RADTKE, A.: *Steifigkeitsberechnung von diskontinuierlich faserverstärkten Thermoplasten auf der Basis von Faserorientierungs- und Faserlängenverteilungen*, Universität Stuttgart, Diss., 2008
- [22] BASF: *Datenblatt Ultramid A3W*. 2007
- [23] The Dow Chemical Company: *Datenblatt DOW C711-70RNA Polypropylene Resin*. 2003
- [24] THOMASON, J. L. ; VLUG, M. A.: Influence of fibre length and concentration on the properties of glass-fiber-reinforced polypropylene: 1. Tensile and flexural modulus. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 27A (1996), S. 477–484

- [25] THOMASON, J. L. ; GROENEWOUD, M. W.: The Influence of fibre length and concentration on the properties of glass-fiber-reinforced polypropylene: 2. Thermal Properties. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 27A (1996), S. 555–565
- [26] THOMASON, J. L. ; VLUG, M. A. ; SCHIPPER, G. ; KRIKOR, H. G. L. T.: Influence of fibre length and concentration on the properties of glass-fiber-reinforced polypropylene: 3. Strength and Strain and failure. In: *Composites Part A* 27A (1996), S. 1075–1084
- [27] THOMASON, J. L. ; VLUG, M. A.: Influence of fibre length and concentration on the properties of glass-fiber-reinforced polypropylene: 4. Impact properties. In: *Composites Part A* 28A (1997), S. 277–288
- [28] THOMASON, J. L.: The influence of fibre length, diameter and concentration on the modulus of glass fibre reinforced polyamide 6,6. In: *Composites Part A* 39 (2008), S. 1732–1738
- [29] THOMASON, J. L.: The influence of fibre length, diameter and concentration on the strength and strain to failure of glass fibre-reinforced polyamide 6,6. In: *Composites Part A* 39 (2008), S. 1618–1624
- [30] SCHIJVE, W.: High performance at medium fibre length in long glass fibre polypropylene. In: *Plastic Additives & Compounding* December (2000), S. 14–21
- [31] SCHEMME, M.: Langfaserverstärkte Thermoplaste. In: *Kunststoffe* 8 (2003), S. 106–109
- [32] ECKARDT, J.: *Untersuchungen zum Verformungs- und Versagensverhalten von LFT-D-GF/PP-Materialien*, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, Diplomarbeit, 2003
- [33] SEELIG, T. ; LATZ, A. ; SANWALD, S.: Modelling and crash simulation of long-fibre-reinforced thermoplastics. In: *7. LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg*, 2008
- [34] SIGL, K.-P.: *Direkteinarbeitung von Glasfaserrovings auf einem Einschneckenextruder*, Universität Stuttgart, Diss., 2001
- [35] MICHLER, G. H.: *Kunststoff-Mikromechanik*. Hanser, 1992
- [36] FRIEDRICH, K. (Hrsg.): *Application of fracture mechanics to composite materials*. Elsevier, 1989
- [37] KARGER-KOCSIS, J.: Microstructural aspects of fracture in polypropylene and in its filled, chopped fiber and fiber mat reinforced composites. In: *Polypropylene - Structure, Blend and Composites, Part 3*. Capman & Hall, 1995

- [38] HARMIA, T.: *Aufbau, mechanische Eigenschaften und Bruchverhalten von unverstärkten, kurzfaserverstärkten und diskontinuierlich langfaserverstärkten Polymeren und Blends*, Universität Kaiserslautern, Diss., 1996
- [39] GLASER, S. ; WÜST, A. ; GLEITER, U. ; FERTIG, D.: Berechnung von Bauteilen aus faserverstärkten Kunststoffen mit ULTRASIM. In: *VDI-Fachkonferenz Simulation im automobilen Leichtbau*, 2012
- [40] BRÄUNING, R.: *Material- und Verfahrensentwicklung zur Herstellung von glasfaserverstärkten duromeren Bauteilen im Direktverfahren (Direkt-SMC)*, Universität Stuttgart, Diss., 2007
- [41] SCHÜRMAN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer, 2007
- [42] SOMMER, M.: Composite-Werkstoffe für Leichtbau von Automobilen. In: *Plastverarbeiter* (2008), S. 30–31
- [43] WEHNER, J.: Heutige und zukünftige Kunststoff-Anwendungen im Automobil-Exterieur. In: *MP Materialprüfung* 47 (2005), S. 11–12
- [44] SCHIEVENBUSCH, F.: *Beitrag zu hochbelasteten Krafteinleitungselementen für Faserverbundbauteile*, Technischen Universität Chemnitz, Diss., 2003
- [45] DERRIEN, K. ; FITOUSSI, J. ; GUO, G. ; BAPTISTE, D.: Prediction of the effective damage properties and failure properties of nonlinear anisotropic discontinuous reinforced composites. In: *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 185 (2000), S. 93–107
- [46] BOYLAN, S. ; CASTRO, J. M.: Effect of Reinforcement Type and Length on Physical Properties, Surface Quality, and Cycle Time for Sheet Molding Compound (SMC) Compression Molded Parts. In: *Journal of Applied Polymer Science* 90 (2003), S. 2557–2571
- [47] HENNING, F. ; EYERER, P. ; TRÖSTER, S. ; JAUSS, M.: Lastorientierte Strukturen. In: *Kunststoffe* 89 (1999), S. 107–111
- [48] RIDDER, H. ; SCHNIEDERS, J.: *Hybridspritzgießen - Möglichkeiten und Grenzen / 3* Pi Consulting und Management GmbH. 2007. – Forschungsbericht
- [49] KULKARNI, R. R. ; CHAWLA, K. K. ; VAIDYA, U. K. ; SANDS, J. M.: Thermal stresses in a aluminum 6061 and nylon 66 long fiber thermoplastic (LFT) composite joint in a tailcone. In: *Journal of Materials Science* 42 (2007), S. 7389–7396
- [50] ROTHEISER, J.: *Joining of Plastics*. Hanser, 2004
- [51] HABENICHT, G.: *Kleben - Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. Springer, 1997

- [52] AGEORGES, C. ; YE, L. ; HOU, M.: Advances in fusion bonding techniques for joining thermoplastic matrix composites: a review. In: *Composites: Part A* 32 (2001), S. 839–857
- [53] FLOCK, D. ; HABERSTROH, E.: Starke Verbindung ungleicher Partner. In: *Kunststoffe* 11 (2010), S. 60–63
- [54] BALDAN, A.: Review - Adhesively-bonded joints and repairs in metallic alloys, polymers and composite materials: Adhesives, adhesion theories and surface pretreatment. In: *Journal of Materials Science* 39 (2004), S. 1–49
- [55] MITSCHANG, P. ; VELTHUIS, R. ; EMRICH, S. ; KOPNARSKI, M.: Induction heated joining of aluminum and carbon fiber reinforced nylon 66. In: *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 22 (2009), S. 767–801
- [56] ZHAO, G.: *Spritzgegossene, tragende Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen*, Universität Erlangen-Nürnberg, Diss., 2002
- [57] RAMANI, K. ; MORIARTY, B.: Thermoplastic bonding to metals via injection molding for macro-composite manufacture. In: *Polymer Engineering and Science* 38 (1998), S. 870–877
- [58] GIESE, V.: *Adhäsive Kunststoff-Metall- und Kunststoff-Kunststoff-Verbindungen im Hinblick auf die Spritzgußverarbeitung*, Universität Erlangen-Nürnberg, Diss., 1995
- [59] HONKANEN, M. ; HOIKKANEN, M. ; VIPPOLA, M. ; VUORINEN, J. ; LEPISTÖ, T.: Metal-plastic adhesion in injection-molded hybrids. In: *Journal of Adhesion Science and Technology* 23 (2009), S. 1747–1761
- [60] GRUJICIC, M. ; SELLAPPAN, V. ; ARAKERE, G. ; SEYR, N. ; ERDMANN, M.: Computational feasibility analysis of direct-adhesion polymer-to-metal hybrid technology for load-bearing body-in-white structural components. In: *Journal of Materials Processing Technology* 195 (2008), S. 282–298
- [61] ENDEMANN, U. ; GLASER, S. ; VÖLKEL, M.: Kunststoff und Metall im festen Verbund. In: *Kunststoffe* 92 (2002), S. 110–113
- [62] ABIBE, A. B. ; AMANCIO-FILHO, S. T. ; DOS-SANTOS, J. F. ; HAGE, E.: Development and analysis of a new joining method for polymer-metal hybrid structures. In: *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 24 (2011), S. 233–249
- [63] GRUJICIC, M. ; SELLAPPAN, V. ; ARAKERE, G. ; SEYR, N. ; OBIEGLO, A. ; ERDMANN, M. ; HOLZLEITNER, J.: The potential of a clinch-lock polymer metal hybrid technology for use in load-bearing automotive components. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 18(7) (2009), S. 893–902

- [64] AL-SHEYYAB, A.: *Light-weight hybrid structures - process integration and optimized performance*, Universität Erlangen-Nürnberg, Diss., 2008
- [65] SCHMEER, S.: *Experimentelle und simulative Analysen von induktionsgeschweißten Hybridverbindungen*, Technische Universität Kaiserslautern, Diss., 2009
- [66] MATSUZAKI, R. ; SHIBATA, M. ; TODOROKI, A.: Improving performance of GFRP/aluminum single lap joints using bolted/co-cured hybrid method. In: *Composites: Part A* 39 (2008), S. 154–163
- [67] KWEON, J.-H. ; JUNG, J.-W. ; KIM, T.-H. ; CHOI, J.-H. ; KIM, D.-H.: Failure of carbon composite-to-aluminum joints with combined mechanical fastening and adhesive bonding. In: *Composite Structures* 75 (2006), S. 192–198
- [68] KELLY, G.: Load transfer in hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints. In: *Composite Structures* 69 (2004), S. 35–43
- [69] KELLY, G.: Quasi-static strength and fatigue life of hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints. In: *Composite Structures* 72 (2006), S. 119–129
- [70] SADOWSKI, T. ; GOLEWSKI, P. ; ZARZEKA-RACZKOWSKA, E.: Damage and failure processes of hybrid joints: Adhesive bonded aluminium plates reinforced by rivets. In: *Computational Materials Science* 50 (2011), S. 1256–1262
- [71] FLEISCHMANN, W.: *Strukturelles Kleben / Henkel AG & Co. KGaA. 2010. – Forschungsbericht*
- [72] BREDE, M. (Hrsg.): *Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung*. Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., 2007
- [73] SOMMER, S.: *Modellierung des Verformungs- und Versagensverhaltens von Punktschweißverbindungen unter monoton ansteigender Belastung*, Universität Karlsruhe, Diss., 2009
- [74] PALAND, E.-G. (Hrsg.): *Technisches Taschenbuch*. Schaeffler KG, 2002
- [75] SCHNURR, F.: *Ermittlung der Verbundfestigkeit von SMC-Metall-Hybriden in Abhängigkeit verschiedener Oberflächenvorbehandlungen des Metall*. Unveröffentlichte Diplomarbeit der Universität Karlsruhe (TH) in Zusammenarbeit mit dem Fraunhofer ICT und dem Fraunhofer IWM, 2009
- [76] BOS, M.: *Deformations- und Dehnungsanalyse von geschweißten Metall/Faser-Kunststoff-Verbunden mit optischen und thermischen Messverfahren*, Technische Universität Kaiserslautern, Diss., 2009

- [77] MESSTECHNIK, GOM G. o.: *ARAMIS Benutzerhandbuch*, 2007
- [78] NOOR, A.: *Einfluss der Einsatztemperatur auf das Festigkeitsverhalten von Kunststoff-Metall-Hybridverbindungen*. Unveröffentlichte Diplomarbeit der Universität Freiburg in Zusammenarbeit mit dem Fraunhofer IWM, betreut durch H. Paul, 2011
- [79] MATDAUD, M. K. A.: *Experimentelle Untersuchungen zum Versagensverhalten von Formschlussverbindungen in faserverstärkten Kunststoff-Metall-Hybridverbunden*. Unveröffentlichte Bachelorarbeit der Hochschule Reutlingen in Zusammenarbeit mit dem Fraunhofer IWM, betreut durch H. Paul, 2010
- [80] THIELICKE, B.: *Die Ermittlung der Interlaminaeren Scherfestigkeit von Kohlenstoff-faserverstärkten Kohlenstoffen mit dem Druck-Scherversuch im Temperaturbereich zwischen Raumtemperatur und 2000°C*, Universität Karlsruhe, Diss., 1997
- [81] HILL, R.: A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. In: *Proc. R. Soc. Lond.* 193 (1948), S. 281–297
- [82] FIOKA, M. ; MATZENMILLER, A.: Berechnung fortschreitender Risse in Laminaten. In: *23rd CADFEM Users' Meeting*, 2005
- [83] GERLACH, S. ; FIOKA, M. ; MATZENMILLER, A.: Modelling and analysis of adhesively bonded joints with interface elements for crash analysis. In: *LS-DYNA Anwenderformung*, 2005
- [84] BARENBLATT, G. I.: The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypotheses. Axially-symmetric cracks. In: *PMM* 23 (1959), S. 434–444
- [85] DUGDALE, D. S.: Yielding of steel sheets containing slits. In: *J. Mech. Phys. Solids* 8 (1960), S. 100–104
- [86] CASTAGNETTI, D. ; SPAGGIARI, A. ; DRAGONI, E.: Assessment of the cohesive contact method for the analysis of thin-walled bonded structures. In: *Int J Adhes Adhes* 37 (2012), S. 112–120
- [87] RICE, J. R.: Elastic fracture mechanics concepts for interfacial cracks. In: *Trans. of the ASME, J. of Appl. Mech.* 55 (1988), S. 98–103
- [88] ENGLAND, A. H.: A crack between dissimilar media. In: *Trans. of the ASME, J. of Appl. Mech.* 32 (1965), S. 400–402
- [89] ERDOGAN, F.: Stress distribution in bonded dissimilar materials with cracks. In: *Trans. of the ASME, J. of Appl. Mech.* 32 (1965), S. 403–410

- [90] YANG, Y.: *Spannungssingularitäten in Zweistoffverbunden bei mechanischer und thermischer Belastung*, Universität Karlsruhe, Diss., 1992
- [91] J. FELDHUSEN, K.-H. G. (Hrsg.): *DUBBEL - Taschenbuch für den Maschinenbau, 19. Auflage*. Springer, 1997
- [92] MENGES, G. ; HABERSTROH, E. ; MICHAELI, W. ; SCHMACHTENBERG, E.: *Werkstoffkunde Kunststoffe*. Hanser, 2002
- [93] LANCASTER, J. K.: The effect of carbon fibre reinforcement on the friction and wear of polymers. In: *J. Phys. D: Appl. Phys* 1 (1968), S. 594–560
- [94] VANDEVELDE, F. ; DEBAETS, P.: The friction and wear behavior of polyamide 6 sliding against steel at low velocity under very high contact pressures. In: *Wear* 209 (1997), S. 106–114

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name Hanna Paul geb. Eisler
Geburtsdaten 05.05.1984 in Tübingen
Familienstand verheiratet, zwei Kinder

Schulbildung

1994-2003 Carlo-Schmid-Gymnasium, Tübingen
2000-2001 Clio Area High School, Michigan, USA

Studium

10/2003-12/2008 Diplom Luft- und Raumfahrttechnik, Universität Stuttgart
Vertiefungen: Flugzeugbau und Leichtbau, Statik und Dynamik
01/2007-07/2007 Studienarbeit: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zu einer hybriden Bauweise für ein strukturell tragendes Leitgitter in einem Triebwerk (DLR BK Stuttgart)
08/2007-12/2007 Auslandssemester an der KTH, Stockholm, Schweden,
05/2008-12/2008 Diplomarbeit: Dynamische Prüfung und Simulation von nietlosen Fügungen für Bauteile aus Faserkunststoffverbund (DLR BK Stuttgart und Airbus Deutschland GmbH)

Berufspraxis

seit 03/2009 Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM in Freiburg