

# TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Carbon Composites (LCC)

---

## Numerische und experimentelle Untersuchungen des Crashverhaltens von FVK-verstärkten Metallstrukturbauteilen

Christian Mildner

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der  
Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen  
Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Univ. Prof. Dr.-Ing. Horst Baier

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.- Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler

2. Univ.- Prof. Dr.-Ing. Peter Middendorf,  
Universität Stuttgart

Die Dissertation wurde am 22.08.2012 bei der Technischen Universität  
München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am  
27.03.2013 angenommen.





# Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter der Daimler AG am Forschungszentrum in Ulm in der Zeit von Oktober 2008 bis August 2012.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler, Leiter am Institut für Carbon Composites an der Technischen Universität München, für die Betreuung dieser Arbeit, die freundliche Unterstützung und das entgegengebrachte Vertrauen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Middendorf, Leiter des Instituts für Flugzeugbau der Universität Stuttgart, danke ich für die Übernahme des Korreferats. Für die weitere Übernahme des Korreferats, die Initiierung der Arbeit sowie die Betreuung und Unterstützung während der gemeinsamen Zeit bei der Daimler AG bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Robert Bjekovic von der Hochschule Ravensburg-Weingarten.

Zu größtem Dank bin ich Herrn Dr.-Ing. Norbert Dölle verpflichtet, der nach dem Ausscheiden von Herrn Prof. Dr.-Ing. Robert Bjekovic die Betreuung dieser Arbeit von Seiten der Daimler AG übernommen hat. Seine fachliche Kompetenz sowie sein persönlicher Einsatz haben zu einem erheblichen Teil zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen.

Mein ausdrücklicher Dank gilt ebenso Herrn Dipl.-Ing. David Moncayo für seine Unterstützung. Die unzähligen fachlichen Gespräche, seine Anregungen und Ratschläge waren für den numerischen Teil der Arbeit richtungweisend.

Für die Unterstützung während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter möchte ich mich an dieser Stelle bei allen Kollegen am Forschungsinstitut in Ulm sowie bei den von mir betreuten Studenten für die Zusammenarbeit recht herzlich bedanken. Ein weiterer Dank gilt dem Bereich der Struktursimulation in der Forschung in Sindelfingen.

Diese Dissertation wäre ohne das Vertrauen, die Ausdauer und die Unterstützung meiner Familie und insbesondere meiner Mutter nicht möglich gewesen. Während meiner gesamten Ausbildungs- und Promotionszeit war mir ihre Unterstützung und ihr Vertrauen sicher. Mein Dank gilt der Liebe, den Lehren und dem Glauben an mich.

Abschließend möchte ich mich in besonderem Maße bei meiner Freundin Alina Elaine Simon bedanken. Ihre positive Einstellung gab mir auch in schweren Zeiten stets die notwendige Motivation und den Rückhalt. Ihre Geduld und ihr Verständnis machten es mir möglich, die Arbeit abzuschließen.

Ulm, im August 2013

Christian Mildner

# Inhaltsverzeichnis

<b>Danksagung</b>	<b>III</b>
<b>Kurzzusammenfassung</b>	<b>VII</b>
<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>IX</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik</b>	<b>4</b>
2.1 Crashverhalten und Simulation von FVK-Werkstoffen . . . . .	4
2.2 Crashverhalten und Simulation von Metallen . . . . .	12
2.3 Crashverhalten und Simulation von Hybriden (FVK-Metall) . . . . .	15
<b>3 Ziel der Arbeit</b>	<b>24</b>
<b>4 Grundlagen</b>	<b>27</b>
4.1 Basismaterialien . . . . .	27
4.1.1 FVK-Werkstoffe . . . . .	27
4.1.2 Metalle . . . . .	31
4.1.3 Hybride . . . . .	33
4.2 Kontinuumsmechanischer Ansatz unidirektional verstärkter Faserverbunde .	34
4.3 Grundlagen der nichtlinearen Finite-Elemente-Berechnung . . . . .	37
4.4 Beschreibung des Werkstoffverhaltens von FVK . . . . .	42
4.4.1 Modellierung des elastischen Materialverhaltens . . . . .	43
4.4.2 Modellierung des Versagensverhaltens . . . . .	44
4.4.3 Schädigungsmechanik von FVK . . . . .	49
4.5 Modellierung des Werkstoffverhaltens von FVK in der FEM . . . . .	51
4.5.1 Aktuell implementierte Materialmodelle in LS-DYNA . . . . .	52
4.5.1.1 MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE (*MAT_054)	52
4.5.1.2 MAT_LAMINATED_COMPOSITE_FABRIC (*MAT_058) .	54
4.5.1.3 Grenzen der aktuell implementierten Materialmodelle . . . . .	57
4.5.1.4 Anforderungen an neue Materialmodelle . . . . .	58
4.5.2 Neue Materialmodelle (UMAT's) zur Beschreibung des post-kritischen Verhaltens nach Pinho und Camanho . . . . .	59
4.5.2.1 Theorie des Materialmodells nach Silvestre T. Pinho . . . . .	60
4.5.2.2 Theorie des Materialmodells nach Pedro P. Camanho . . . . .	68
4.5.3 Vergleich der beschriebenen Materialmodelle . . . . .	75

---

<b>5</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen</b>	<b>78</b>
5.1	Untersuchte Materialien und Materialkombinationen . . . . .	79
5.2	Probekörperherstellung . . . . .	81
5.3	Experimentelle Untersuchungen an reinen FVK-Elementar- und bauteilähnlichen Proben . . . . .	83
5.3.1	Zug, Druck und 3-Punkt-Biegeuntersuchungen von Elementarproben	83
5.3.2	Stauch- und 3-Punkt-Biegeuntersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen . . . . .	98
5.3.3	Untersuchungen zur Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeiten	108
5.3.4	Bruchzähigkeiten der Fasern bei Zug- und Druckversagensmoden . . .	112
5.4	Experimentelle Untersuchungen an hybriden Elementar- und bauteilähnlichen Proben . . . . .	114
5.4.1	Zug und 3-Punkt-Biegeuntersuchungen von Elementarproben . . . . .	114
5.4.2	Stauch- und 3-Punkt-Biegeuntersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen . . . . .	131
5.5	Untersuchungen von Bauteilen mit lokaler FVK-Verstärkung . . . . .	142
5.5.1	Seitenaufprallschutz (SAPS) . . . . .	143
5.5.2	Längsträger . . . . .	146
5.5.3	Biegequerträger (BQT) . . . . .	150
<b>6</b>	<b>Anwendung der Werkstoffmodelle auf FVK und FVK-Metall-Hybride</b>	<b>157</b>
6.1	Simulation reiner FVK-Elementar- und bauteilähnlicher Proben . . . . .	158
6.1.1	Charakterisierung der Werkstoffmodelle auf Basis von Ein-Element-Simulationen . . . . .	158
6.1.2	Simulation der Elementarproben . . . . .	163
6.1.3	Simulation der bauteilähnlichen Strukturen . . . . .	171
6.2	Simulation und Modellierung der Klebung . . . . .	177
6.3	Simulation hybrider Elementar- und bauteilähnlicher Proben . . . . .	180
6.3.1	Simulation der hybriden Elementarproben . . . . .	180
6.3.2	Simulation der hybriden bauteilähnlichen Strukturen . . . . .	186
6.4	Simulation von Bauteilen mit lokaler FVK-Verstärkung . . . . .	194
<b>7</b>	<b>Modellierungsempfehlungen zur Simulation von FVK-Metall-Hybriden</b>	<b>202</b>
7.1	Übersicht der aktuellen Modellierungsansätze . . . . .	202
7.2	Bewertung der aktuellen Modellierungsansätze sowie zukünftige Modellierungsempfehlungen . . . . .	203
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>207</b>
	<b>Literatur</b>	<b>212</b>

# Kurzzusammenfassung

Hybridstrukturen bestehend aus einer metallischen Trägerstruktur und einer lokalen Verstärkung aus glas- bzw. kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff vereinen die jeweiligen positiven Eigenschaften der einzelnen Werkstoffe. Metalle bieten den Vorteil einer vergleichsweise hohen Duktilität. Faserverstärkte Kunststoffe besitzen eine hohe spezifische Festigkeit und Steifigkeit. Insbesondere im Hinblick auf Kosten stellen Hybridstrukturen eine sinnvolle Alternative zu reinen Faserverbundstrukturen dar. Die Voraussetzung für den Einsatz dieser Hybridwerkstoffe im Automobilbau ist die adäquate Abbildung des Versagensverhaltens durch die Finite Elemente Methode (FEM).

In der vorliegenden Arbeit wurde auf Basis von umfangreichen experimentellen und numerischen Untersuchungen ein grundlegendes Verständnis des Versagensverhaltens der oben beschriebenen Hybridstrukturen vermittelt. Die numerischen Untersuchungen wurden mit Hilfe des expliziten Berechnungsprogramms LS-DYNA durchgeführt. Unter der Berücksichtigung einer seriennahen Modellierung wurden Modellierungsmethoden und geeignete allgemeingültige numerische Verfahren definiert. Das Versagensverhalten der faserverstärkten Kunststoff-(FVK)-Strukturen wurde anhand von vier verschiedenen Materialmodellen beschrieben. Dabei wurden zwei versagensmodenbezogene Materialmodelle für FVK in den LS-DYNA Code implementiert. Eines der Modelle basiert auf der Theorie von Prof. Camanho, das andere auf der Theorie von Dr. Pinho. Des Weiteren fanden zwei bereits bewährte Materialmodelle (\*MAT\_054 und \*MAT\_058) für FVK Anwendung.

Der erste Teil der Arbeit beschreibt die experimentellen Untersuchungen von reinen FVK- und von hybriden Strukturen. Diese beinhalten die Ermittlung der Kennwerte für die FVK-Materialarten der FEM sowie zahlreiche Untersuchungen von Flachproben unter Variation des Faserwinkels sowie der Materialien. Bei den Metallen fanden die Stahllegierung ZStE340 sowie die Aluminiumlegierungen EN AW-7021 und AA6014 Berücksichtigung. Die FVK-Verstärkung erfolgte durch glasfaserverstärkte und kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe in Verbindung mit einer Epoxidharzmatrix. Die Verstärkung der Metallstrukturen durch CFK führte tendenziell zu einer höheren Versagensspannung bei geringeren Dehnungen verglichen mit der GFK-Verstärkung.

Basierend auf Stauch- sowie 3-Punkt-Biegeuntersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen aus FVK/Metall wurde ein umfassendes Verständnis des Versagensverhaltens erarbeitet. Des Weiteren wurden bauteilähnliche Strukturen aus reinem FVK und reinem Metall mit der analogen Geometrie getestet. Dies ermöglichte ein Vergleich des Versagensverhaltens hybrider Strukturen mit reinen FVK- bzw. Metallstrukturen. Die besseren mechanischen Eigenschaften des CFK's verglichen mit GFK konnten nicht vollständig ausgeschöpft werden. Trotz Hybridisierung glich das Versagensverhalten dem der reinen Metallprofile. Diese neigten primär zur Energieabsorption durch Faltenbildung. Im Fall des CFK's kommt es durch die Ausbildung der Falten zu einem frühzeitigen Segmentieren des CFK's. Somit ist die Energieabsorption durch Crushing nur bedingt gegeben. Demgegenüber kommt es bei den GFK-verstärkten Strukturen zu keiner Segmentierung.

Die Bewertung der Hybridtechnologie auf Fahrzeugebene erfolgte an den folgenden Strukturbauteilen:

- Seitenaufprallschutz
- Längsträgerprofil
- Biegequerträger

Wie zuvor bei den bauteilähnlichen Strukturen unter Stauchbelastung konnte bei dem Längsträgerprofil kein signifikanter Performanceunterschied zwischen dem CFK-verstärkten Bauteil und dem GFK-verstärkten Bauteil festgestellt werden. Im Fall des Biegequerträgers führte die CFK-Verstärkung aufgrund der höheren Steifigkeit des CFK's bei der Deformation zu einem höheren Kraftniveau.

Im zweiten Teil der Arbeit erfolgte zunächst eine Beschreibung der Materialmodelle für FVK. Im Anschluss wurde die Validierung der bewährten Materialmodelle für FVK anhand der experimentellen Ergebnisse der Flachproben für FVK und FVK/Metall durchgeführt. Die versagensmodenbezogenen Materialmodelle für FVK beziehen alle notwendigen Parameter für die Materialkarte aus den durchgeführten Experimenten. Eine zusätzliche Validierung durch den Abgleich der experimentellen Versuche mit der FEM ist somit nicht nötig. Untersuchungen an reinen FVK-Proben ergaben, dass \*MAT\_054 ein zu sprödes Materialverhalten aufweist. Aus diesem Grund wurde für \*MAT\_054 ein hybrider Modellierungsansatz bestehend aus \*MAT\_054 und \*MAT\_058 gewählt. Für die Standard-Zug-, Druck- und 3-Punkt-Biegeversuche konnten alle Materialmodelle das experimentelle Verhalten in einer angemessenen Genauigkeit wiedergeben. Die Simulation der bauteilähnlichen Strukturen aus FVK/Metall sowie der FVK-verstärkten Strukturbauteile ergab ebenfalls für alle FVK-Materialmodelle eine akzeptable Übereinstimmung von Experiment und Simulation.

# Abkürzungsverzeichnis

## Abkürzungen

<b>Zeichen</b>	<b>Bedeutung</b>
<i>Al</i>	Aluminium
<i>ARALL</i>	Aramid Reinforced Aluminum Laminate
<i>AFK</i>	aramidfaserverstärkter Kunststoff
<i>BQT</i>	Biegequerträger
<i>CARALL</i>	Carbon Fiber Reinforced Aluminum Laminate
<i>CFK</i>	kohlefaserverstärkter Kunststoff
<i>CC</i>	Compact Compression
<i>CT</i>	Compact Tension
<i>DCB</i>	Double Cantilever Beam
<i>DMS</i>	Dehnungsmessstreifen
<i>ENF</i>	End Notched Flexure
<i>FEA</i>	Finite Elemente Analyse
<i>FEM</i>	Finite Elemente Methode
<i>FVK</i>	faserverstärkter Kunststoff
<i>GFK</i>	glasfaserverstärkter Kunststoff
<i>GLARE</i>	Glass Laminate Aluminum Reinforced Epoxy
<i>GMT</i>	glasmattenverstärkter Thermoplast
<i>IIHS</i>	Insurance Institute for Highway Safety
<i>MD</i>	multidirektional
<i>MSV</i>	Mehrschichtverbund
<i>NCF</i>	None Crimped Fabrics
<i>NFZ</i>	Nutzfahrzeug
<i>PA</i>	Polyamid
<i>PET</i>	Polyethylenterephthalat
<i>PEEK</i>	Polyether ether ketone

<b>Zeichen</b>	<b>Bedeutung</b>
<i>PP</i>	Polypropylen
<i>Prepreg</i>	Preimpregnated
<i>RCAR</i>	Research Council for Automobile Repairs
<i>SAPS</i>	Seitenaufprallschutz
<i>SMC</i>	Sheet Moulding Compound
<i>UD</i>	unidirektional
<i>UMAT</i>	User material

### Lateinische Schriftzeichen

<b>Zeichen</b>	<b>Bedeutung</b>	<b>Einheiten</b>
<i>a</i>	Anfangsrisslänge	[ <i>mm</i> ]
<i>a</i>	Rissfortschrittslänge	[ <i>mm</i> ]
<i>A</i>	Energie	[ <i>J</i> ]
<i>A</i>	Querschnittsfläche	[ <i>mm</i> <sup>2</sup> ]
<i>b</i>	Breite	[ <i>mm</i> ]
<i>c</i>	Koeffizient	[–]
<i>C</i>	Steifigkeitsmatrix	[–]
<i>d</i>	Durchmesser	[ <i>mm</i> ]
<i>d</i>	Schadensparameter/Schadensvariable	[–]
<i>E</i>	Elastizitätsmodul	[ <i>N/mm</i> <sup>2</sup> ]
<i>f</i>	Funktion	[–]
<i>F</i>	Kraft	[ <i>N</i> ]
<i>F</i>	Koeffizient	[–]
<i>G</i>	Bruchenergie	[ <i>N/mm</i> ]
<i>G</i>	Energiefreisetzungsrate	[ <i>N/mm</i> ]
<i>G</i>	Schubmodul	[ <i>N/mm</i> <sup>2</sup> ]
<i>G</i>	Energiedichte	[ <i>J/m</i> <sup>3</sup> ]
<i>h</i>	Höhe	[ <i>mm</i> ]
<i>h</i>	Probendicke	[ <i>mm</i> ]
<i>H</i>	Nachgiebigkeitstensor	[ <i>mm</i> <sup>2</sup> / <i>N</i> ]
<i>l</i>	charakteristische Länge	[ <i>mm</i> ]
<i>l</i>	Flächenträgheitsmoment	[ <i>mm</i> <sup>4</sup> ]
<i>L</i>	Auflagerabstand	[ <i>mm</i> ]



<b>Zeichen</b>	<b>Bedeutung</b>	<b>Einheiten</b>
$L$	Länge	$[mm]$
$m$	Parameter	$[-]$
$M$	Moment	$[Nm]$
$M$	Schadensoperator	$[-]$
$n$	Parameter	$[-]$
$p$	Neigungsparameter	$[-]$
$P$	kritische Last	$[N]$
$r$	Schadensvariable	$[-]$
$R$	Radius	$[mm]$
$R$	Bruchwiderstand	$[N/mm^2]$
$R_e$	Streckgrenze	$[N/mm^2]$
$R_m$	Zugfestigkeit	$[N/mm^2]$
$R_{p0,2}$	Streckgrenze	$[N/mm^2]$
$S$	Nachgiebigkeitsmatrix	$[mm^2/N]$
$S_L$	Schubfestigkeit	$[N/mm^2]$
$t$	Zeit	$[s]$
$W$	Widerstandsmoment	$[m^3]$
$X_c$	Druckfestigkeit	$[N/mm^2]$
$X_t$	Zugfestigkeit	$[N/mm^2]$
$Y_c$	Druckfestigkeit	$[N/mm^2]$
$Y_t$	Zugfestigkeit	$[N/mm^2]$

### Griechische Schriftzeichen

<b>Zeichen</b>	<b>Bedeutung</b>	<b>Einheiten</b>
$\alpha$	Koeffizient	$[-]$
$\alpha$	Winkel	$[^\circ]$
$\beta$	Faktor	$[-]$
$\gamma$	Schubdehnung	$[-]$
$\Gamma$	Bruchenergie	$[J/m^2]$
$\epsilon$	Dehnung	$[-]$
$\kappa$	Krümmung	$[-]$
$\eta_T$	Reibungskoeffizient	$[-]$
$\Theta$	Drehwinkel	$[^\circ]$

---

<b>Zeichen</b>	<b>Bedeutung</b>	<b>Einheiten</b>
$\Theta_t$	Fehlstellungswinkel	[°]
$\nu$	Querkontraktionszahl	[–]
$\rho$	Dichte	[g/cm <sup>3</sup> ]
$\sigma$	Spannung	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\tau$	Schubspannung	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\phi$	Dehnungskriterium	[–]
$\Psi$	Drehwinkel	[°]
$\Omega$	Parameter	[–]

# 1 Einleitung

Im Zuge kontinuierlich steigender Anforderungen an die Sicherheit sowie Ansprüche an den Komfort hat das durchschnittliche Fahrzeuggesamtgewicht in den letzten Jahrzehnten stetig zugenommen. Diese Ansprüche bzw. Anforderungen stehen im Gegensatz zum derzeitigen Trend eines verantwortungsbewussten Umgangs mit endlichen Ressourcen. Moderner Leichtbau im Automobilbau ist ein bedeutender Schritt in Richtung eines nachhaltigen Umgangs mit den begrenzt zur Verfügung stehenden Ressourcen. Eine maßgebliche Bedeutung im Fahrzeugleichtbau, unter den fahrzeugtechnischen Zielgrößen, ist die Verbrauchsreduzierung sowie die Senkung von CO<sub>2</sub>-Emissionen. Hierfür ist es notwendig, neue Konzepte sowie Werkstoffe zu entwickeln, die zeitgemäßen Ansprüchen gerecht werden.

Nachdem in den letzten Jahren zunehmend Aluminiumlegierungen sowie höher- bis hochfeste Stähle als Konstruktionswerkstoffe tragender Automobilstrukturen eingesetzt wurden, bietet sich in Zukunft der Einsatz von Hybridbauweisen bzw. reinen faserverstärkten Kunststoff-(FVK)-Konstruktionen an. FVK-Systeme sind als Konstruktionswerkstoffe für Strukturbauteile bis jetzt nur selten in (Groß)-Serienfahrzeugen anzutreffen. Trotz der hohen spezifischen Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften und dem daraus resultierenden hohen Leichtbaupotential [115] werden Faserverbunde derzeit in größeren Stückzahlen allenfalls als sheet moulding compound (SMC)-/glasmattenverstärkte Thermoplast-(GMT)-Halbzeuge mit Kurz- oder Langfaserverstärkung in weniger hochbeanspruchten Komponenten eingesetzt. Sowohl ökologische als auch ökonomische Faktoren sprechen für einen Einsatz von FVK-Strukturen im Automobilbau. Durch den hohen Integrationsgrad von Einzelkomponenten in eine Baugruppe kann auf einzelne Strukturbauteile verzichtet werden. Dies ist in einer herkömmlichen Blechbauweise nicht realisierbar.

In Kleinserien sind mittlerweile Fahrzeuge, deren Fahrgastzelle aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) besteht, erhältlich. Der Mercedes-Benz SLR McLaren ist das erste Serienfahrzeug mit weltweiter Zulassung, bei dem Crashstrukturen aus CFK umgesetzt wurden [15]. Wie in Abbildung 1.1 zu sehen, ist die Fahrgastzelle ebenfalls aus CFK gefertigt.



Abbildung 1.1: Rohbau des Mercedes-Benz SLR McLaren [15]

Gründe, die gegen den Einsatz von FVK-Strukturen in Großserien sprechen, sind zum einen der hohe Werkstoffpreis [115], zum anderen der hohe Fertigungsaufwand von FVK-Bauteilen. Zudem neigen FVK-Strukturen zu einem spröden sowie abrupten und katastrophalen Versagensverhalten. Dieses Verhalten tritt bereits bei geringen Dehnungen auf. In Automobilstrukturen wie beispielsweise der B-Säule sind jedoch lokal größere Verformungswege notwendig, um bei einem Seiten-Crash die hohen Beschleunigungen, die auf den Passagier wirken, abzufangen. Diese Auslegungsphilosophie steht im Widerspruch zum Einsatz von reinen Faserverbundstrukturen im Automobilbau.

In Anbetracht der hohen Stückzahlen in der Automobilindustrie sowie dem hohen Kostendruck bieten Hybridstrukturen eine interessante Alternative zu reinen FVK-Strukturbauteilen. Der Hybridverbund definiert sich aus einer Verbindung von Metallstrukturbauteilen und endlosfaserverstärkten Kunststoffverstärkungen. Die Verbindung der beiden Komponenten erfolgt durch flächiges Verkleben. Eine partielle Verstärkung hoch belasteter Karosseriebereiche unter Verwendung der Hybridbauweise bietet eine ausgezeichnete Voraussetzung, das Leichtbaupotential der eingesetzten Werkstoffe zu nutzen. In diesem Zusammenhang ergeben sich durch das Aufbringen einer lokalen Verstärkung in Form eines „FVK-Patches“ auf eine

metallische Trägerstruktur neue Synergieeffekte auf dem Gebiet des Materialleichtbaus. Die lokale Verstärkung durch FVK mindert die Beulneigung der Struktur bei einer Druckbelastung bei vergleichsweise geringem Gewichtsanstieg. Gleichzeitig bieten Hybridstrukturen eine kostengünstige Alternative zu reinen FVK-Strukturen, die auch in der Großserie realisierbar sind.

Voraussetzung für den Einsatz hybrider Strukturbauteile in Fahrzeugen ist ein grundlegendes Verständnis des Versagensverhaltens sowie die realitätsnahe Abbildung des Crashverhaltens durch die Methode der Finiten Elemente (FEM). Die Fahrzeugentwicklung/Vorauslegung erfolgt heutzutage standardmäßig durch die FEM. So können schon in einer frühen Phase der Fahrzeugentwicklung Schwachstellen in der Konstruktion erkannt und diesen gezielt entgegengewirkt werden. Dadurch wird die Anzahl der nötigen experimentellen Bauteiluntersuchungen auf ein Minimum reduziert. Dies führt sowohl zu Einsparungen in den Entwicklungskosten als auch zu einer Reduzierung der Entwicklungszeiten. Der Einsatz hybrider Strukturen setzt voraus, dass das Verhalten jeder Komponente einzeln und auch in Kombination durch die Simulation wiedergegeben werden kann.

Die Prognosefähigkeit von FEM-Simulationen basiert dabei auf präzisen Werkstoffmodellen. Die numerische Beschreibung von Stahl und auch von Fügmaterialien, ist heute Stand der Technik. Bei Faserverbundwerkstoffen sind aufgrund des komplexen Versagensverhaltens jedoch eine Vielzahl von Grundlagenuntersuchungen für eine ausreichende Bereitstellung von Materialparametern der Werkstoffmodelle notwendig. Des Weiteren bedarf es für eine realitätsnahe Abbildung des Versagensverhaltens von FVK-Werkstoffen einem grundlegenden Verständnis des Versagensverhaltens sowie der Entwicklung neuer physikalisch sinnvoller Werkstoffmodelle [100]. Da das Versagensverhalten hybrider Strukturen von der Grundstruktur, von der Fügefläche und von der FVK-Struktur im einzelnen sowie im Verbund bestimmt wird, sind für eine valide Aussage in der FEM aussagekräftige Modelle der einzelnen Bereiche allein nicht ausreichend. Vielmehr ist die Modellierungsmethode des Gesamtsystems ausschlaggebend für die Qualität der Ergebnisse.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Crashverhalten und Simulation von FVK-Werkstoffen

Aufgrund ihrer hohen spezifischen Steifigkeit und Festigkeit werden FVK seit Jahrzehnten in der Luft- und Raumfahrt, aber auch im Sport- und Freizeitbereich eingesetzt. In den letzten Jahren hat die Automobilindustrie verstärkt den Fokus auf die Entwicklung von FVK-Strukturbauteilen gelegt. Ziel dieser Entwicklungen ist das Erreichen der gleichen bzw. einer besseren Performance entsprechender Metallbauteile. Gleichzeitig soll eine deutliche Gewichtsreduzierung des Fahrzeugrohbaus durch die FVK-Komponenten erzielt werden. Dazu wurden grundlegende Untersuchungen an FVK-Crashstrukturen durchgeführt. Die Energieabsorption erfolgt bei FVK-Werkstoffen unter Stauchbelastung primär durch progressives Crushing. Die Zerstörung des Materials basiert hierbei auf mikro- und makro-mechanischen Bruchvorgängen.

Bereits Ende der 80er Jahre hat Ford im Rahmen des Composite Vehicle Programs eine vollständige Vorderwagen-Seitenstruktur in Verbundbauweise untersucht. Ziel war es, das Potential für den Einsatz von FVK-Strukturen in tragenden Strukturbereichen einer Karosserie zu zeigen. Durch den Einsatz der FVK-Bauteile wurde eine Gewichtsreduzierung von 30% erzielt. Die Arbeit von Vogt [132] bewertete die Ergebnisse der Untersuchungen als gut.

Im Rahmen des Forschungsprojektes CAMAT 2000 befasste sich Maier [84] mit der experimentellen und numerischen Untersuchung des Crashverhaltens von FVK-Bauteilen. Es wurden umfangreiche Grundlagenuntersuchungen zum Crash- und Energieabsorptionsverhalten glasfaserverstärkter Kunststoff-(GFK)-Bauteile in Form von rohrförmigen Crashelementen durchgeführt. Als Referenzproben dienten reine Aluminiumproben. Es zeigte sich, dass die GFK-Bauteile den Aluminiumbauteilen hinsichtlich der spezifischen Energieabsorption deutlich überlegen waren. Ein weiterer Bestandteil dieser Arbeit war die Entwicklung von Materialmodellen für die numerische Simulation, die das Crashverhalten von Verbundwerkstoffen

beschreiben. Diese Modelle wurden in den expliziten FE-Code LS-DYNA implementiert. Sie basieren auf der klassischen Laminattheorie, welche primär für dünnwandige Flächentragwerke geeignet ist. Die Versagensmoden wurden unterschieden in Reißen der Faser unter Zug, lokales Beulen der Faser unter Druck, Zug- und Druckbeanspruchung quer zur Faserrichtung, Scherbruch, spezielle Moden im Biegeversagen sowie Delamination. Die einzelnen Versagensmoden wurden dabei mit einem modifizierten Versagenskriterium nach Hashin bestimmt. Die Delamination konnte nur indirekt mit einbezogen werden, da jede gängige Theorie zur Analyse dünnwandiger Strukturen die Normalspannungskomponente senkrecht zur Strukturebene ausschließt. Die Simulation führte zu guten Übereinstimmungen mit den experimentellen Ergebnissen.

Kuch [73] beschreibt die Energieabsorptionseigenschaften von Trägerstrukturen aus FVK sowie Metall im Vorbau von Nutzfahrzeugen (NFZ). Das Energieabsorptionsverhalten quadratischer und runder Rohre wurde auf Einflüsse wie Geometrie, Belastungsgeschwindigkeit und Belastungswinkel untersucht. Die FVK-Bauteile wurden aus Glas- und Aramidfasern, die Referenzbauteile aus Stahl bzw. Aluminium gefertigt. Kuch bewies durch seine Untersuchungen, dass das Energieabsorptionsverhalten der FVK-Strukturen um bis zu 400% höher ist als das der Stahl- und Aluminiumproben. Gegenüber den Probekörpern aus Epoxidharz kam es durch den Einsatz kostengünstigerer Vinylesterharze zu einem deutlichen Werteabfall bei den dynamischen Versuchen. Verglichen mit den Stahl- und Aluminiumproben waren die Energieabsorptionswerte des GFK-Verbunds jedoch weiterhin besser.

Kindervater [72] betrachtete das Crash- und Energieabsorptionsverhalten von Fahrzeugstrukturen aus FVK. Die Ergebnisse zeigten, dass FVK-Bauteile sehr effiziente Dämpfungs- und Crashabsorptionselemente für den Fahrzeugvorbau sind. Dabei hängen die Eigenschaften der gestauchten Strukturen unter anderem von Material, Geometrie und Laminataufbau ab.

Aufbauend auf den Untersuchungen von Kindervater [72] beschreibt Johnson [68] in seiner Arbeit die Entwurfsphilosophie von Front-End Absorberelementen. Es wird ein grundlegendes Verständnis des Faserverbund-Crushing-Verhaltens sowie ein Überblick der Energieabsorptionseigenschaften von Metallen und FVK gegeben. Eine Abschätzung der auf den Passagier wirkenden Beschleunigungskräfte in Abhängigkeit der Absorberelemente erfolgte anhand parametrischer Fahrzeugsimulationen mit dem Crash-Code DRI-Krash. In einem Vergleich der spezifischen Energieabsorption von Rohren mit kreisförmigem Querschnitt zwischen Verbundwerkstoffen und Metallen wurde dargelegt, dass Rohre aus Verbundwerkstoffen die effizientesten Energieabsorber sind. Auf Basis dieser Erkenntnisse wurden Crashkoni, bestehend aus diversen Materialsystemen (PA6/Glasgewebe, PA6/Glasgelege, PP/Glasgelege, PET/Glasgelege) hergestellt und sowohl dynamisch als auch quasi-statisch getestet. Im Falle

der PA-Crashkoni differierten die Ergebnisse zwischen statischen und dynamischen Untersuchungen um 50%. Die geringere Energieabsorption unter dynamischer Last resultiert aus den abnehmenden Reibungskoeffizienten und ansteigenden Gleitgeschwindigkeiten zwischen Matrix und Faser. Außerdem konnte festgestellt werden, dass es keinen Einfluss zwischen einem Aufbau aus Gelegen oder Geweben gibt.

Mamalis [88] hat in seiner Arbeit sowohl experimentell als auch numerisch axiale Druck- und Impaktuntersuchungen an quadratischen CFK-Rohren durchgeführt. Die Rohre wurden aus in Epoxidharzmatrix gebetteten Geweben hergestellt. Der Fokus der Simulation mit LS-DYNA lag in der Darstellung drei verschiedener Versagensarten: progressives End-Crushing (Mode I), lokales Rohrknicke (Mode II) sowie ein umlaufendes Zwischenversagen (Mode III, mid-length collapse). Um die verschiedenen Versagensformen in den experimentellen Untersuchungen zu erhalten, wurden unterschiedliche Probekörper hergestellt. Die Dimensionen des Querschnitts blieben dabei für alle drei Bauteile gleich (100mm x 100mm). Lediglich die Länge und die Dicke variierte. Die Versagensarten Mode I-III konnten vollständig durch statische Untersuchungen abgebildet werden. Zusätzlich wurde das Versagensverhalten Mode III dynamisch untersucht.

Die Abbildung des Versagensverhaltens der FVK-Bauteile erfolgte in der FEM anhand des Materialmodells \*MAT\_055 (\*MAT\_ENHANCED\_COMPOSITE\_DAMAGE) des LS-DYNA Codes. Die Grundlage dieses Materialmodells bilden spannungsbasierte Versagenskriterien für das Versagen von Fasern und Matrix unter Zug-, Druck- und/oder Schubbelastung. Die Rohrwände wurden in Abhängigkeit der verschiedenen Moden modelliert. Die Abbildung des Mode I erfolgte durch Verwendung von drei Schichten von Schalenelementen. Die beiden anderen Moden (Mode II und Mode III) wurden durch eine einzelne Schicht von Schalenelementen abgebildet.

Nahezu identische Kraft-Weg-Verläufe von Simulation und Experiment konnten für die statischen Mode II und Mode III Versagensarten erreicht werden. Für den Versagensmode I unter statischer Belastung sowie im Falle des Versagensmode III bei dynamischer Belastung wurde lediglich eine Übereinstimmung der maximalen Kraft sowie des maximalen Wegs erzielt.

Kim [70], [71] befasste sich mit der experimentellen und numerischen Untersuchung rechteckiger CFK-Bauteile, die im Inneren der Länge nach mit einer zusätzlichen Rippe verstärkt sind (vgl. Abbildung 2.1).

Die Bauteile wurden unter dem Aspekt der Energieabsorption ausgelegt. Anhand von experimentellen Fallturm-Versuchsergebnissen erfolgte ein Abgleich mit numerischen Ergebnissen. Bei dem Vergleich von Simulation und Experiment konnte im Hinblick auf die maximale Kraft des ersten Peaks sowie der maximalen Deformation eine gute Übereinstimmung erzielt werden. Die Simulation führte zu einem etwas steileren Anstieg des Kraftpeaks, also zu einer



Überbewertung der Steifigkeit im Vergleich zum Experiment. Am Ende der Simulation fiel die Kraft stark ab, wohingegen es im Experiment zu einem leichten Anstieg der Kraft kam.

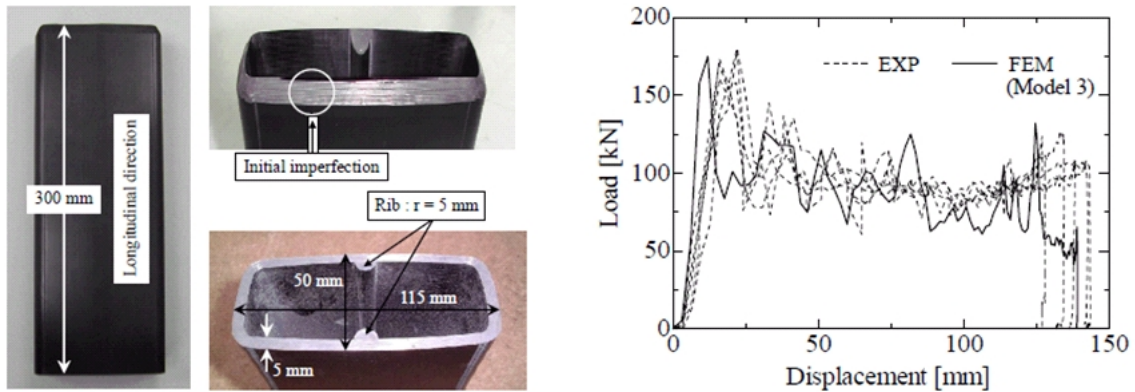


Abbildung 2.1: Rechteckiges CFK-Bauteil mit Rippen (links), Kraft-Weg-Verläufe aus Experiment und Simulation (rechts) [71]

Die Arbeit von Holzapfel [64] befasste sich im Rahmen des CoSiCra-Projekts mit der durchgängigen Methodik experimenteller und numerischer Untersuchungen zur Abbildung des Crushing-Verhaltens von CFK-Bauteilen durch die FEM. Im Rahmen der Untersuchungen wurden ausgehend von Flachproben sowie Stauchversuchen an sogenannten Segmentproben Materialkarten für die Einzelschicht in der Simulation erstellt. Die Stauchversuche wurden an Kreisrohrsegmentproben mit angeschlossenen Versteifungsradien sowohl dynamisch als auch quasi-statisch durchgeführt. In Abbildung 2.2 sind die Segmentproben dargestellt.

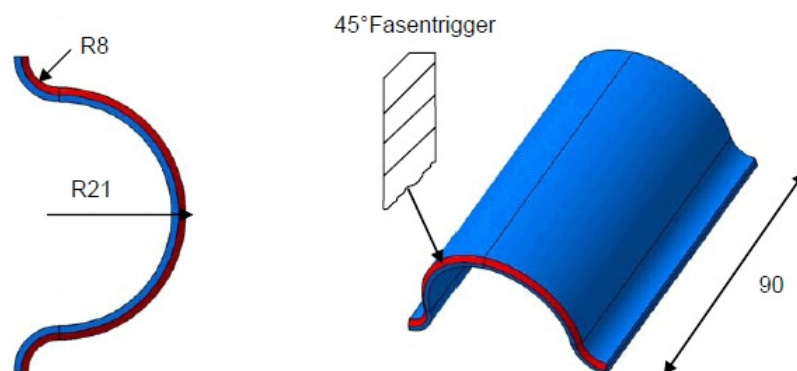


Abbildung 2.2: Probengeometrie der Segmentproben [64]

Um eine verbesserte Vorhersage des Crushing-Verhaltens von FVK-Strukturen zu erzielen, wurde versucht, durch Mehrschalenmodelle zusätzliche Phänomene wie Delamination abzubilden. Die einzelnen Sub-Lamine waren über eine Kontaktbedingung miteinander verbunden. Die Untersuchungen durch die FEM erfolgten mit dem Solver LS-DYNA unter

Anwendung des Materialmodells \*MAT\_054:\*MAT\_ENHANCED\_COMPOSITE\_DAMAGE für FVK. Wie in Abbildung 2.3 zu erkennen ist, konnte durch die Mehrschalenmodellierung das Stauch- bzw. Crushing-Verhalten von Segmentproben zufriedenstellend abgebildet werden. Lediglich die erste Lastspitze lag in der Simulation deutlich über dem experimentellen Wert.

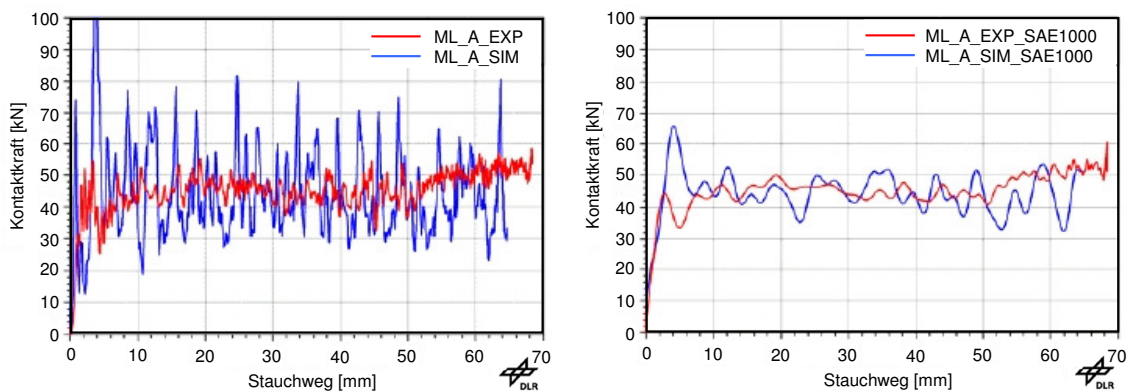


Abbildung 2.3: Vergleich Experiment vs. Simulation der Stauchlastkurven: links ungefiltert, rechts gefiltert mit 1000Hz. [64]

In einer weiteren Arbeit von Holzapfel [65] wurden die oben erwähnten Untersuchungen im Rahmen des CoSiCra-Projekts fortgeführt. Aufbauend auf den bereits vorhandenen Ergebnissen erfolgten weitere Untersuchungen an sogenannten generischen Bauteilen. In diesem Zusammenhang wurden rohrförmige Prüfkörper, wie sie in Abbildung 2.4 dargestellt sind, sowohl auf Stauchung als auch auf Biegung belastet.

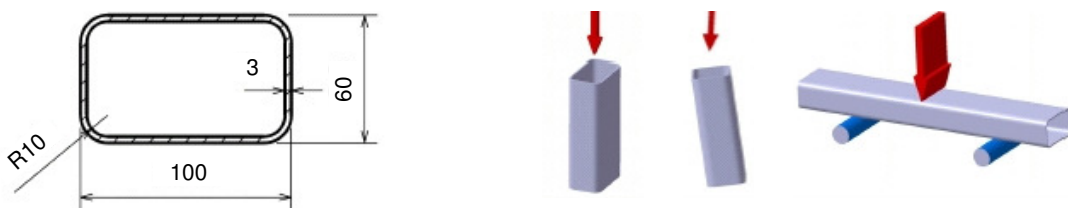


Abbildung 2.4: Querschnitt der generischen Bauteile (links) sowie Lastfälle (rechts) [65]

Um eine kontrollierte Crashfront für den Lastfall Stauchung zu erhalten, wurde der offene Rand durch einen Fasenwinkel von  $45^\circ$  geschwächt. Für die Realisierung eines ausreichenden Stauchlastniveaus in der FEM mussten die Versagensdehnungen in der Materialkarte gegenüber den bei den Flachproben ermittelten Werten angehoben werden.

Ein Vergleich von Simulation und Experiment für den Lastfall Stauchung zeigt, dass der erste Kraftpeak der Simulation deutlich über dem des Experiments liegt. In einer weiteren Untersuchung des Stauchverhaltens wurde das Crashbauteil um  $10^\circ$  aus der Achse (off-axis)

gedreht. In diesem Beispiel liegen die ersten Kraftpeaks um das Doppelte höher als im Experiment. Zudem ist im Experiment ein tendenziell stetiges Anwachsen des Kraftniveaus zu erkennen, welches die Simulation nicht widerspiegelt (vgl. Abbildung 2.5).

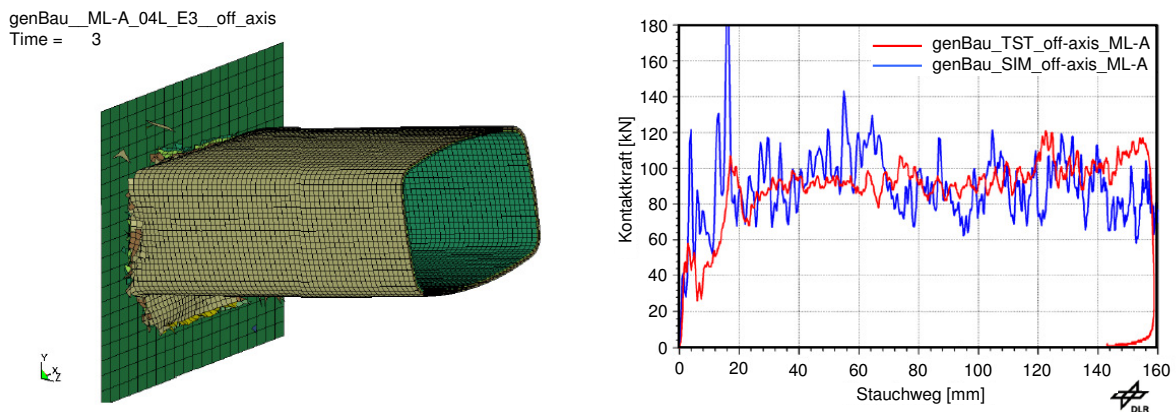


Abbildung 2.5: FE-Modell Stauchlast off-axis (links), Vergleich der Lastkurven aus Experiment und Simulation (rechts) [65]

Die Abbildung des 3-Punkt-Biegeversuchs in der FEM erfolgte mit unveränderten Werkstoffparametern gegenüber jenen, die für die Stauchbelastung abgeleitet wurden. Der Vergleich einzelner Sequenzen aus Experiment und Simulation zeigt prinzipiell ein unterschiedliches Versagensverhalten. Während bei der Simulation zwei Knickbereiche am Bauteil entstehen, versagt das Bauteil im Experiment nur an einer Stelle. Der Kraftpeak wird zwar gut durch die Simulation abgebildet, das Totalversagen des Bauteils erfolgt in der Simulation jedoch deutlich später als im Experiment.

Um den Einfluss der Vernetzung zu prüfen, wurde der bereits untersuchte Probekörper mit einem unregelmäßigen Netz abgebildet und für den Lastfall Stauchung geprüft. Die Unregelmäßigkeit des Netzes führt zu einer Reduzierung der ersten Kraftpeaks sowohl für das senkrechte Modell als auch für das Modell unter dem  $10^\circ$  Winkel.

Insgesamt wurde das Versagensverhalten des auf den Lastfall Stauchung ausgelegten Materialmodells in einem akzeptablen Rahmen wiedergegeben. Es muss allerdings berücksichtigt werden, dass die Versagensdehnungen aus den Flachproben für eine realitätsnahe Abbildung angepasst werden mussten. Des Weiteren konnte die Anwendung der gleichen Werkstoff- bzw. Versagensparameter für den Lastfall Biegung kein akzeptables Ergebnis liefern.

Die Arbeit von Xiao [137] befasst sich mit der Beschreibung des Crushing-Verhaltens geflochtener CFK-verstärkter Verbundwerkstoffe unter axialer Impaktbelastung. Die experimentellen Ergebnisse werden mit dem in den LS-DYNA implementierten Materialmodell \*MAT\_058 sowie einer Erweiterung dieses Modells zur Abbildung einer anschließenden Entlastungspha-

se verglichen. Dazu wurde das Degradationsgesetz des Materialmodells \*MAT\_058 durch die Implementierung eines Sättigungsfaktors modifiziert. Dies ermöglicht dem Anwender, die Entlastungsphase von druckbelasteten Faserverbundwerkstoffen vorzudefinieren. Aufgrund einer zu starken Reduzierung der Steifigkeit des \*MAT\_058 kommt es zu keiner realistischen Abbildung des Versagensverhaltens in der Entlastungsphase.

Das modifizierte Materialmodell mit der Bezeichnung CODAM liefert eine adäquate Abbildung der Steifigkeit des auf Druck beschädigten Verbundwerkstoffs durch eine korrekte Entlastungsreaktion und die damit verbundene Energieaufnahme.

Cheon [31] untersuchte zunächst das Leichtbaupotential von FVK im Bereich der Stoßfängerquerträger. Die Untersuchungen zeigten ein Gewichtseinsparpotential von 30% im Vergleich zu einem konventionellen Stoßfängerquerträger aus Stahl bei gleicher statischer Biegefestigkeit. In einer weiteren Arbeit entwickelte Cheon [32] eine GFK-Seitenaufprallträgerstruktur. Unter Berücksichtigung verschiedener Faserorientierungen, Schichtdicken und Querschnitte wurden statische und dynamische 3-Punkt-Biegeversuche durchgeführt. Als Referenz diente ein Seitenaufprallträger aus Stahl. Im Anschluss erfolgte ein Abgleich von Experiment und FEM. Im Vergleich zum Stahlbauteil erzielten die GFK-Bauteile bei den statischen Untersuchungen ein Gewichtseinsparpotential von bis zu 30%, bei einer starken Abhängigkeit der Querschnittsfläche auf das Energieabsorptionsvermögen des Seitenaufprallträgers. Das Gewichtspotential der dynamischen Tests lag bei 50%. Hier konnte kein großer Einfluss der verschiedenen Querschnittsflächen auf das Energieabsorptionsvermögen festgestellt werden. Die durchgeführten FEM-Analysen führten zu einer guten Übereinstimmung mit dem Experiment, wobei die Steifigkeiten der Numerik etwas unterhalb der experimentellen Ergebnisse lagen.

Lim [80] beschäftigte sich ebenfalls mit der Gewichtsreduzierung des Seitenaufprallträgers durch den Einsatz von GFK. Um den optimalen Lagenaufbau zu finden, wurden zunächst einfache 3-Punkt-Biegeversuche sowie Zugversuche durchgeführt. Im Anschluss wurde der Seitenaufprallträger in eine Seitentür eingebaut und getestet. Der Einsatz des FVK-Seitenaufprallträgers führte zu einer Erhöhung der statischen Festigkeit von 20% bei einem 70% geringeren Gewicht im Vergleich zu dem Referenzbauteil aus Stahl.

Peter [100] befasste sich mit der Entwicklung geeigneter numerischer Verfahren zur prognosefähigen Simulation des Crashverhaltens von Strukturbauteilen aus CFK. In diesem Zusammenhang wurde das Energieaufnahmevermögen von CFK-Strukturen experimentell und numerisch untersucht. Zur Simulation des Energieaufnahmevermögens von CFK-Strukturen wurden drei wesentliche Teile physikalisch sinnvoll modelliert:

- Elastisches Materialverhalten

- Versagensinizierung und Klassifizierung
- Nachversagensverhalten, insbesondere Delamination

Des Weiteren berücksichtigt das von Peter entwickelte und in die Simulationssoftware SOPHIA implementierte Werkstoffmodell eine nicht-lineare Beziehung zwischen Schubspannung und Schubverzerrung. In einem quantitativen Vergleich zwischen Experiment und Simulation konnte das charakteristische experimentelle Versagensverhalten von CFK-Strukturen vollständig durch die FEM reproduziert werden. Ein Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zeigte nicht immer eine ausreichend genaue Abbildung des Versagensverhaltens aus den Experimenten durch die Simulation. Ein großer Nachteil dieser neuen Methodik ist jedoch ein immenser Rechenzeitaufwand, wodurch der Einsatz in einer Gesamtfahrzeugstruktur von Automobilcrashsimulationen nicht realisierbar ist.

Trotz zahlreicher experimenteller und numerischer Untersuchungen von FVK-Strukturen für den Einsatz in der Automobilindustrie ist die Anwendung dieser Strukturen sehr begrenzt. Gründe dafür sind der hohe Rohstoffpreis, die geringen Taktzeiten zur Herstellung der Bauteile sowie eine noch nicht ausgereifte Simulationstechnik von FVK-Crashstrukturen durch die FEM.

Wie die Arbeiten von Holzapfel [64], Kim [70], [71], Maier [84] und Mamalis [88] gezeigt haben, kann das Versagensverhalten von FVK-Strukturen für einen expliziten Lastfall in adäquater Weise durch eine numerische Anpassung der Parameter in der Materialkarte wiedergegeben werden. Ein allgemeingültiges Lösungskonzept für diverse Lastfälle kann, wie die Arbeit von Holzapfel [65] zeigt, nicht in ausreichender Genauigkeit definiert werden. Da es im Fall eines Gesamtfahrzeugcrashs zu Überlagerungen diverser Lastfälle kommt, ist ein allgemeingültiges Lösungskonzept für eine realitätsnahe Darstellung des Versagensverhaltens essentiell.

Die Abbildung der Delamination durch Mehrschalenmodelle, wie sie in den Arbeiten von Holzapfel [64], [65], Maier [84] und Peter [100] beschrieben wird, ist prinzipiell möglich. Diese Darstellung führt jedoch zu einem deutlich erhöhten Rechenzeitaufwand, der für einzelne Bauteile akzeptabel ist, nicht jedoch für eine Gesamtfahrzeugsimulation.

Die Arbeiten zeigen deutlich, dass eine zuverlässige Voraussimulation aufgrund der komplexen Versagensmechanismen von FVK weiterhin schwierig ist. Ein wesentlicher Aspekt in der Simulation von Fahrzeugstrukturen aus FVK sind die begrenzten Ressourcen. So kann die Netzfeinheit der FEM-Crash-Modelle nicht beliebig fein gewählt werden, da dies den Rechenzeitaufwand stark negativ beeinflussen würde. Die Abbildung von FVK-Strukturen durch mehrere Schichten in der Gesamtfahrzeugsimulation führt nicht nur zu der oben geschilderten erhöhten Rechendauer sondern zudem zu einem erhöhten Modellierungsaufwand.

Dadurch wird dieser Ansatz in den kommenden Jahren nur schwer realisierbar sein.

## 2.2 Crashverhalten und Simulation von Metallen

Im Gegensatz zu FVK, bei dem die Energieabsorption durch progressives Crushing erfolgt, wird das Crash- und Energieabsorptionsverhalten metallischer Strukturen durch punktuelle plastische Deformation bestimmt. Die Crashenergie wird durch plastisches Fließen abgebaut [100].

Die Realisierung von Leichtbaustrukturen und die damit verbundene Reduzierung des Rohbaugewichts lässt sich im Bereich der Metalle über zwei Möglichkeiten darstellen. Die vermeintlich einfachere Möglichkeit bietet die Substitution des verwendeten Werkstoffs durch einen Werkstoff mit einer geringeren Dichte. Diese Werkstoffe lassen sich jedoch meist nicht einfach substituieren, ohne die Formgebung wesentlich anzupassen. Die zweite Möglichkeit besteht in der Verwendung eines Werkstoffs höherer Festigkeit. Dies ermöglicht eine Reduzierung der Wandstärke und führt somit zu einem geringeren Bauteilgewicht [57].

Die Arbeiten von Huh [66], Li [79], Peixinho [99], Schneider [113], Tai [123], Tarigopula [124], [125] und Zhang [140] verdeutlichen den Trend in Richtung hochfeste Stahllegierung mit dem Ziel der Gewichtsverringerung durch Wandstärkenreduktion. Der Hauptgrund für den Einsatz von Stahl ist zum einen der geringe Preis und zum anderen die langjährige Erfahrung im Umgang mit dem Werkstoff [6].

Li [79] und Zhang [140] bewiesen durch ihre Untersuchungen an Biegequerträgern, dass durch den Einsatz von hochfesten Stählen eine Gewichtsreduzierung bei gleichem Energieaufnahmevermögen bzw. gleicher Beulfestigkeit im Vergleich zu konventionellen Stählen möglich ist.

Tai [123] untersuchte das Energieabsorptionsverhalten von hochfesten Stählen unter axialer Impaktbelastung. Basierend auf einer FEM-Analyse bewies Tai eine um etwa 20% höhere massenspezifische Energieabsorption von hochfesten Stählen im Vergleich zu konventionellen Stählen.

Die realitätsnahe Abbildung durch die FEM ist entscheidend für den Einsatz von hochfesten bzw. höchstfesten Stahlstrukturen im Automobilbau. In diesem Zusammenhang liegen eine Vielzahl von Arbeiten vor.

In den Arbeiten von Huh [66], Oscar [97] und Tarigopula [124], [125] wird ein Vergleich von Experiment und Simulation für hochfeste Stahlstrukturen unter axialer Belastung angestellt. Die Untersuchungen ergaben eine gute Übereinstimmung von Experiment und Simulation in

Bezug auf das Deformationsverhalten und die Kraft-Weg-Verläufe. Abbildung 2.6 zeigt einen Vergleich von Experiment und Simulation des Kraft-Weg-Verlaufs und des Verformungsverhaltens für ein quadratisches Rohr [124].

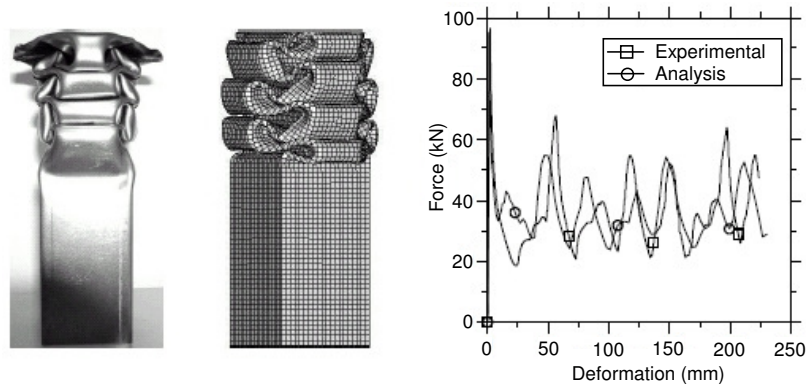


Abbildung 2.6: Deformationsverhalten (links) und Kraft-Weg-Verlauf (rechts) für ein quadratisches Rohr [124]

Auch Abedrabbo [1] untersuchte in seiner Arbeit das Crashverhalten von hochfesten Stahlrohren unter axialer Belastung durch die FEM. Dabei verglich er die experimentellen Ergebnisse mit der Simulation unter Berücksichtigung des Umformprozesses. In Abbildung 2.7 sind die Kraft-Weg-Verläufe für (A) Niederdruck umgeformte und (B) Hochdruck umgeformte Rohre dargestellt. Simulation und Experiment zeigen auch hier eine gute Übereinstimmung.

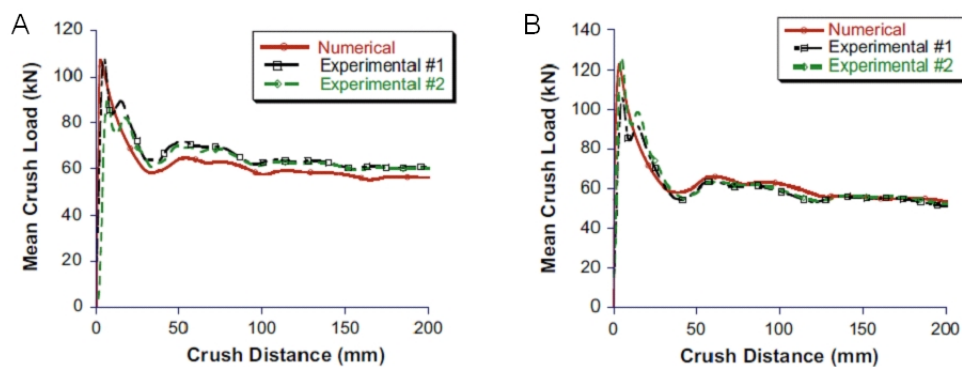


Abbildung 2.7: Kraft-Weg-Verläufe für (A) Niederdruck umgeformte und (B) Hochdruck umgeformte Rohre [1]

Eine Studie der USGS (U.S. Geological Survey) von Buckingham [24] ergibt, dass der prozentuale Anteil an Stahl, bezogen auf das Fahrzeuggewicht, zwischen 1970 und 2004 um 32% abnahm. Die Ursache dafür sieht Buckingham in der Substitution von Stahl durch



Leichtmetalle wie Aluminium und Magnesium sowie durch Kunststoffe. Mit dem Einsatz von Aluminium im Automobilbau befassen sich auch die Arbeiten von Cole [33], Yu [139], Langseth [75], Carle [28], Maier [84] und Qiao [109].

Die Anwendung von Aluminiumstrukturbauteilen im Automobilbau setzt wie schon bei Stählen eine genaue Vorhersage durch die FEM voraus. In den Arbeiten von Langseth [75] und Qiao [109] werden experimentelle Versuchsergebnisse von Crashversuchen mit der Numerik verglichen.

Langseth [75] führte auf Basis experimenteller Daten aus axialen Stauchversuchen von dünnwandigen quadratischen Aluminiumprofilen numerische Untersuchungen durch. Die Validierung des FEM-Modells erfolgte dabei mit dem Solver LS-DYNA. In Abbildung 2.8 ist das Verformungsverhalten (links) des Aluminiumprofils sowie ein Vergleich des Kraft-Weg-Verlaufs von Experiment und Simulation dargestellt. Sowohl das Verformungsverhalten als auch die charakteristischen Kurven der Simulation stimmen gut mit dem Experiment überein.

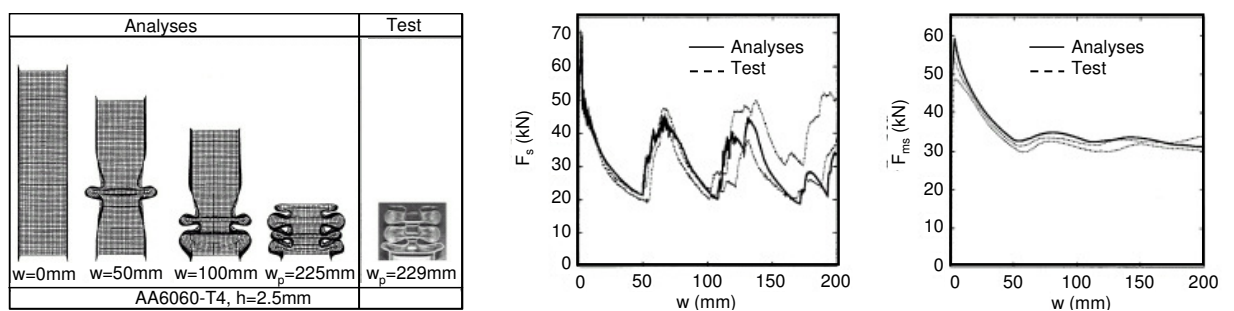


Abbildung 2.8: Vergleich Simulation und Experiment: Deformationsverhalten (links) und Kraft-Weg-Verlauf (rechts) für ein quadratisches Rohr [75]

Qiao [109] untersuchte in seiner Arbeit ebenfalls quadratische Aluminiumprofile unter axialer Belastung. Dabei wurden unterschiedliche Wandstärken, Geschwindigkeiten und Querschnitte betrachtet. Die experimentellen Ergebnisse wurden mit den Ergebnissen der FEM verglichen. Sowohl die maximale Kraft als auch das Verformungsverhalten konnten in guter Übereinstimmung mit dem Experiment dargestellt werden.

Bei Aufprallgeschwindigkeiten, die unter 50 km/h liegen, wird das Materialverhalten von Metallen nach Maier [84] nur wenig von den Dehnraten beeinflusst. Somit bestimmt die Kinematik der lokalen Beul- und Faltenbildung den Crashvorgang maßgeblich. Das Maß der Energieabsorption definiert sich durch die lokalen plastischen Fließvorgänge. Maier [84] untersuchte sowohl numerisch als auch experimentell das Crashverhalten von Aluminiumzylindern. Die FEM-Berechnungen mit RADIOSS-Crash und LS-DYNA zeigten, dass die Simulation des Crashverhaltens von metallischen Strukturen nahezu identische Ergebnisse



(Beulverhalten, absorbierte Energie, Kraft-Verformungs-Verlauf) wie das Experiment ergeben.

Die aktuellen Untersuchungen zeigen, dass das Materialverhalten von Metallen in ausreichender Genauigkeit durch die FEM wiedergegeben werden kann. Aus diesem Grund wird im Folgenden nicht näher auf den Hintergrund der Simulation von Metallen eingegangen.

## 2.3 Crashverhalten und Simulation von Hybriden (FVK-Metall)

Das Ziel der Anwendung von Hybridwerkstoffen ist, die Vorteile der beiden Werkstoffgruppen unter gleichzeitiger Minimierung bzw. Kompensierung der Nachteile zu vereinen. Dabei wirkt das duktile und stabile Versagensverhalten von Metallen positiv dem spröden und plötzlichen Versagen von FVK entgegen. Gleichzeitig wird durch den spröden Kunststoff eine Impaktlast flächig auf das Metallbauteil übertragen.

Unterschiedliche Anforderungen an Fahrzeuge, wie das Design, das Packaging oder diverse Antriebskonzepte führen zu einer steigenden Derivatbildung innerhalb der Fahrzeugklassen [57]. Lokale Verstärkungen durch FVK ermöglichen die Realisierung eines Basiskonzepts mit entsprechender Applikation in Abhängigkeit der Anforderungen.

Tousen [128] befasste sich mit dem gezielten Einsatz von FVK zur Erhöhung der Struktursteifigkeit im Falle des Seitenaufpralls von Automobilstrukturen. Dazu wurde die B-Säule im Bereich höchster Spannungen lokal mit GFK, AFK und CFK verstärkt. Die FVK-Hybridvarianten wurden bezüglich der Intrusionstiefe und Gewichtszunahme mit einer stahlverstärkten B-Säule verglichen. In einem ersten Schritt wurde auf die hoch zugbelasteten Bereiche der B-Säule, des Dachrahmens, des Türaufprallträgers, des Seitenteils und des Schwellers eine 1,0mm dicke Patchwork-Verstärkung aufgebracht. Die Verstärkung durch eine weitere Stahlshale führte zu einer Verringerung der Intrusionstiefe um 9% bei einer Massenzunahme von 8,6kg. Durch das CFK-Laminat konnte die Intrusionstiefe um 10% reduziert werden. Das Gewicht erhöhte sich dabei um 1,8kg. Alle getroffenen Aussagen basieren auf einer FEM-Analyse, die nicht näher erläutert wird.

Bambach [7] - [12] hat zahlreiche experimentelle Grundlagenuntersuchungen an dünnwandigen CFK-verstärkten quadratischen Rohren unter quasi-statischer und dynamischer Druckbelastung durchgeführt. Abbildung 2.9 zeigt die von Bambach betrachteten Profile sowie

deren Querschnitt. Die Verstärkung der Bauteile erfolgt mit CFK an der Außenwand der Struktur durch Verkleben mit Epoxidharz.

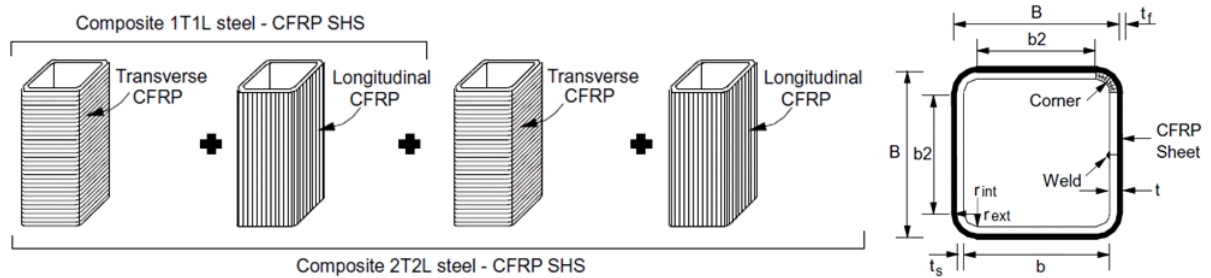


Abbildung 2.9: CFK-verstärkte Profile, Probenpräparation (links) und Querschnitt mit Nomenklatur (rechts) [10]

Bambach [7] untersuchte den Einfluss der CFK-Verstärkung in Abhängigkeit der Probengeometrie unter quasi-statischer axialer Belastung. Er kam zu der Erkenntnis, dass die maximale Festigkeit bei Proben mit einem größeren Querschnitt durch zusätzliche CFK-Verstärkungen stärker ansteigt (40% - 80%) als bei Proben mit einem kleineren Querschnitt (5% - 17%). Des Weiteren erkannte er einen umgekehrten Effekt für die Energieaufnahme. Das bedeutet, dass es bei der CFK-Verstärkung von Proben mit kleinerem Querschnitt (Anstieg: 54% - 113%) zu einem größeren prozentualen Zuwachs der absorbierten Energie kommt als bei Proben mit größerem Querschnitt (Anstieg: 31% - 35,5%).

In den darauf folgenden Untersuchungen hat Bambach [10] die oben betrachteten Profile dynamisch getestet. Die Hybridbauteile versagten achsensymmetrisch in einem duktilen, stabilen plastischen Verhalten. Die CFK-Verstärkung der Stahlstrukturen bewirkte eine Erhöhung der mittleren Crushing-Last von 82% im Vergleich zum reinen Stahlprofil. Des Weiteren erhöhte sich die spezifische Energieaufnahme um 52%.

Die von Bambach [11] untersuchten Profile zeigten keine Delamination innerhalb des CFK's. Die durch Epoxidharz realisierte CFK/Stahl-Klebung führte zu keiner Ablösung während des Versuchs. Die CFK/Aluminiumproben wiesen hingegen leichte Ablösungen des CFK's von der Aluminiumstruktur auf. An der CFK-Verstärkung konnte erneut keine Delamination festgestellt werden. Abbildung 2.10 zeigt die untersuchten Profile vor bzw. nach der Deformation. In Anlehnung an die experimentellen Ergebnisse wurde eine theoretische Betrachtung des Beulverhaltens, der axialen Lastaufnahme, des axialen Versagens sowie der Beschreibung des Crushing-Verhaltens entwickelt. Die Anwendung von CFK in Verbindung mit Metall bei quadratischen Rohren verbesserte die mittlere Druckbelastung um 87% und das spezifische Energieaufnahmevermögen um bis zu 55%.

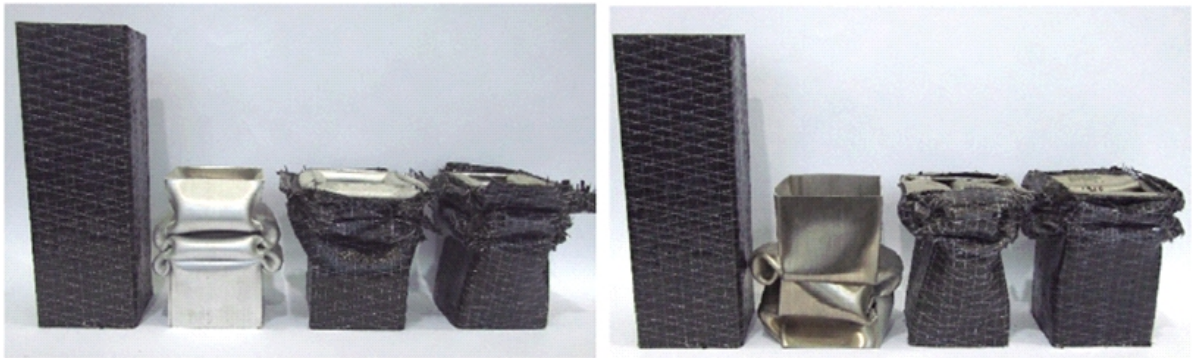


Abbildung 2.10: Untersucht Profile: von links: original Hybridprobe, deformierte Metallprobe, deformierte Hybridproben für Stahl (links) und Aluminium (rechts) [11]

Um den Einfluss der Hybridisierung im Vergleich zu reinen CFK-Strukturen zu zeigen, untersuchte Bambach [12] quadratische Rohre. In diesem Zusammenhang wurden reine CFK-Proben sowie Metallproben, die nominal die gleiche Geometrie besitzen, geprüft. Die Ergebnisse zeigen, dass die CFK-Metallstrukturen eine 80% höhere mittlere Last tragen als die Summe der individuellen Lasten (vgl. Abbildung 2.11).

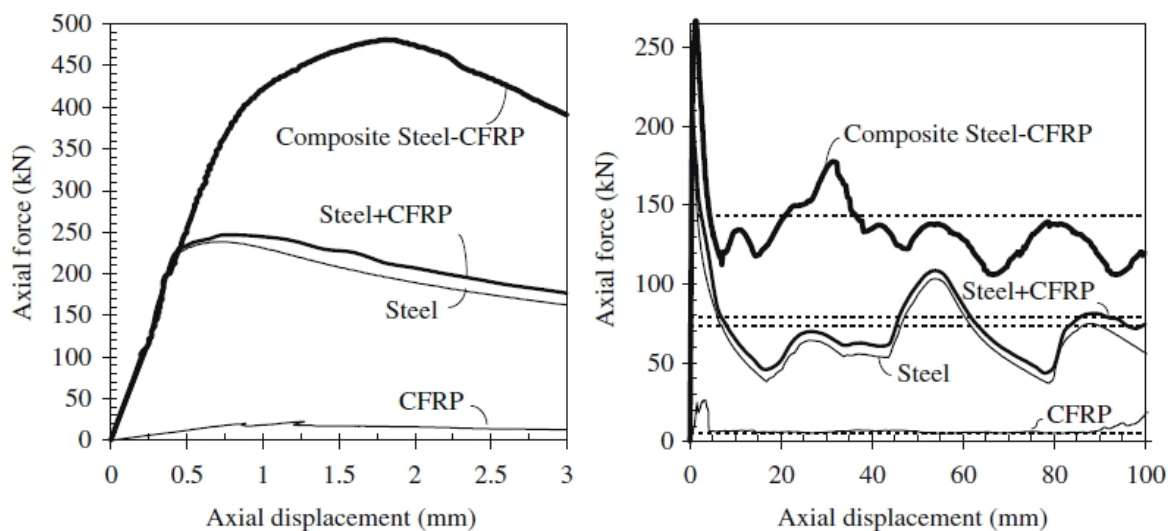


Abbildung 2.11: Vergleich der axialen Last: Vergleich der reinen CFK- und Stahlproben mit der Hybridprobe [12]

Auf Basis einer klassischen Theorie für dünne Platten bei Versagen durch Beulen wurden experimentelle Daten mit der Theorie verglichen. Die vorgestellte theoretische Ausarbeitung konnte die experimentellen Ergebnisse in einer hinreichenden Genauigkeit wiedergeben. In den Arbeiten [8] und [9] untersuchte Bambach Stahlstrukturen mit Flansch, wie sie auch

im Automobilbereich eingesetzt werden. Die CFK-verstärkten Bauteile wurden sowohl statisch als auch dynamisch in axialer Richtung getestet. Abbildung 2.12 zeigt die verwendeten Strukturen.

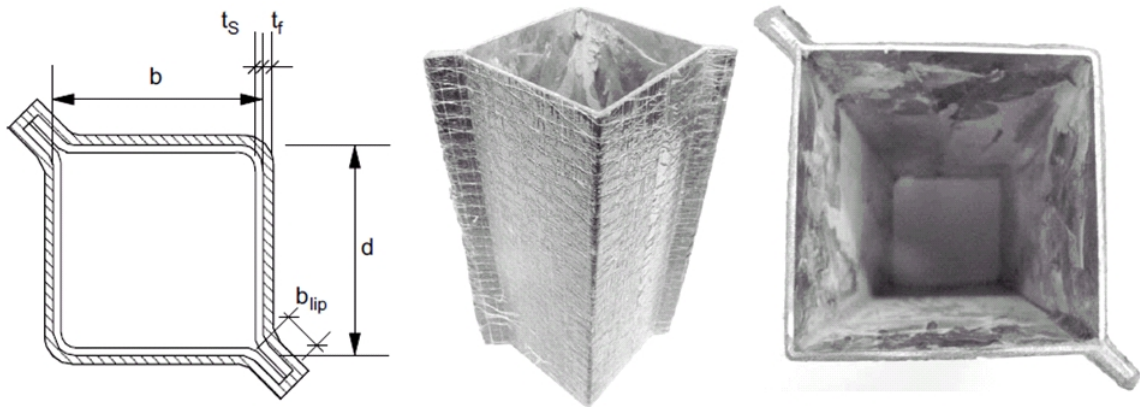


Abbildung 2.12: CFK-verstärkte Bauteile mit Flansch, Querschnitt mit Nomenklatur (links) und Probenpräparation (rechts) [8]

Durch das Verstärken der Stahlstruktur mit CFK konnte die mittlere Kraft und die absorbierte Energie um 230% (statisch) bzw. 84% (dynamisch) erhöht werden. Verglichen mit den schweißnahtgefügteten Proben aus [7] und [10], bei denen ein duktiler Stahl verwendet wurde, zeigen die hier verwendeten Bauteile mit einer Stahllegierung mit niedriger Duktilität ein ausgiebiges Schweißpunkt- und Materialversagen durch Bruchbildung. Dieses Verhalten wurde durch den dynamischen Einfluss noch verstärkt, bei dem starke Delaminationen von Metall und CFK sowie Curling (Einrollen) des Metalls auftraten.

Abschließend betrachtete Bambach [13] eine Kombination von Aluminium und CFK unter quasi-statischen und impulsartigen Belastungen für den Lastfall 3-Punkt-Biegung. Im Fall der quasi-statischen Last wurden die fest eingespannten Proben mit einer punktuellen Last beaufschlagt. Die restlichen Proben wurden durch eine gleichmäßig verteilte Impulslast explosiv geprüft. Das Bekleben der Metallstrukturen mit CFK führte sowohl im quasi-statischen als auch im dynamischen Fall zu einem deutlichen Anstieg der absorbierten Energie. Während bei statischer Belastung die Proben primär durch Faserbruch versagt haben, trat bei den impulsiv bzw. explosionsartig belasteten Proben häufig interlaminare Ablösung der einzelnen CFK-Lagen auf. Es konnte festgestellt werden, dass die interlaminaren Ablösungen mit steigender Anzahl der CFK-Lagen zunehmen.

Umfangreiche Untersuchungen zu dem Versagensverhalten von FVK-verstärkten Metallrohren mit kreisförmigen Querschnitt wurden von Bouchet [21] - [23], Song [121], Hanefi [59] und Wang [135] durchgeführt.

Bouchet [21] - [23] konnte durch seine Untersuchungen an CFK-verstärkten kreisförmigen Rohren aus Aluminium zeigen, dass bei dem eingesetzten Fügeharz eine unterschiedliche Oberflächenbehandlung keinen signifikanten Einfluss auf das spezifische Energieabsorptionsvermögen bei dynamischer Belastung hat. Im Gegensatz dazu konnte das spezifische Energieabsorptionsvermögen bei quasi-statischen Untersuchungen um ca. 30% verbessert werden. Untersuchungen an zwei unterschiedlichen Geometrien (Rohr 1: 48mm Durchmesser, 1mm Wandstärke; Rohr 2: 50mm Durchmesser, 2mm Wandstärke) zeigten im unverstärkten Zustand verschiedene Versagensverhalten. Während Rohr 1 sowohl verstärkt als auch unverstärkt durch eine Art diamantförmige Strukturbildung versagt hat, kommt es bei Rohr 2 im unverstärkten Zustand zu einer ziehharmonikaförmigen Faltenbildung. Das CFK-verstärkte Rohr 2 bildet hingegen wie Rohr 1 eine diamantförmige Struktur aus. Diese Erkenntnis deckt sich mit den Untersuchungen von Wang [135] und Hanefi [59]. In Abbildung 2.13 ist dieses Verhalten für die quasi-statische Belastung abgebildet. Das unterschiedliche Versagensverhalten führte zu einer Reduzierung der spezifischen Energieabsorption des CFK-verstärkten Rohrs, verglichen zu dem reinen Aluminiumrohr bei dynamischer Belastung.

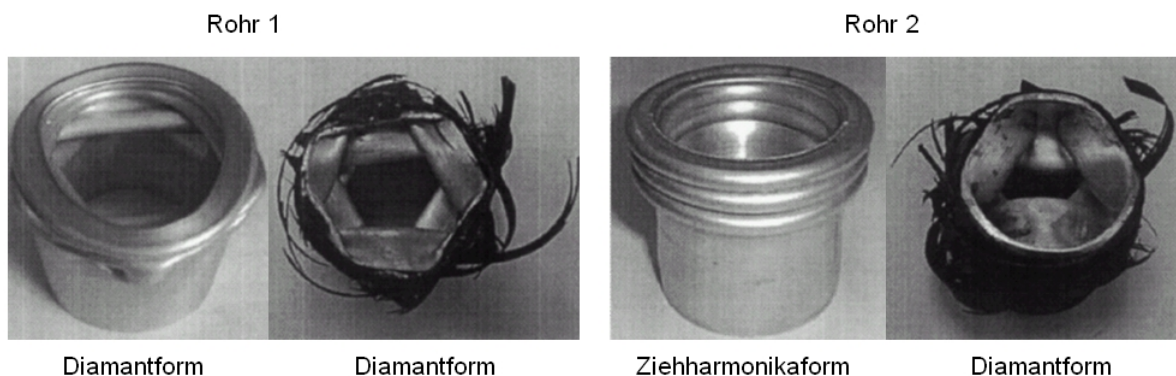


Abbildung 2.13: Versagensmoden der Aluminiumrohre mit und ohne Verstärkung für eine quasi-statische Belastung [21]

Song [121] führte, ähnlich wie Bouchet, Untersuchungen an kreisförmigen hybriden Rohren durch. Unter Variation der metallischen Grundstruktur wurden verschiedene Lagenaufbauten von GFK dynamisch und quasi-statisch betrachtet. Song konnte vier grundsätzlich verschiedene Versagensformen der Hybridstrukturen erkennen:

- Diamantförmiger Verbund: Wang [135], Hanefi [59] und Bouchet [21] - [23] dokumentierten, dass hybride Strukturen aus FVK mit einem innen liegenden plastischen Metallrohr meist diamantförmig versagen
- Zersplitterung des Verbundes: Im Fall spröder Metallegierung kann es jedoch zu multiplen Brüchen kommen



- Delamination: Dieser Versagensmodus kommt häufig bei Faserorientierungen vor, die nahezu parallel zur Beanspruchungsrichtung sind
- Katastrophales Versagen: Im Fall einiger spröder Metall-Faserverbundstrukturen verhindert eine zu große Aufdickung der Metallstruktur durch GFK die Bewegungsfreiheit des Metalls nach außen, was zu einem instabilen und katastrophalen Versagen führen kann

Durch die Verstärkung der Metallrohre mit GFK erhöhte sich sowohl bei dynamischer als auch bei quasi-statischer Belastung die absorbierte Energie deutlich. Eine zu große Aufdickung der Metallstruktur durch GFK führte in einer Versuchsreihe zu einem katastrophalen Versagen und einer geringeren spezifischen Energieabsorption. Die Orientierung der Lagen zeigte ebenfalls einen starken Einfluss auf die Performance der Bauteile. Eine Verstärkung von  $\pm 15^\circ$  führte aufgrund starker Delaminationen und Ablösen der Klebeschicht zu einer geringen spezifischen Energieabsorption. Eine durchschnittliche spezifische Energieabsorption konnte mit einem  $\pm 45^\circ$  Aufbau erzielt werden, da hier die Energiedissipation hauptsächlich von Beulvorgängen des Faserverbundwerkstoffs und einem geringen Anteil von Faserbruch und Delamination herrührt.

Shin [119] führte experimentelle Stauch- und Biegeversuche mit GFK-Aluminiumbauteilen durch. In diesem Zusammenhang wurden quadratische Aluminiumprofile mit GFK-Epoxid-Prepregs verschiedener Laminatdicken und Faserorientierungen auf der Außenseite verstärkt. Die Abbildungen 2.14 und 2.15 zeigen das Versagensverhalten der Biege- und Stauchprofile in Abhängigkeit der Faserorientierung.

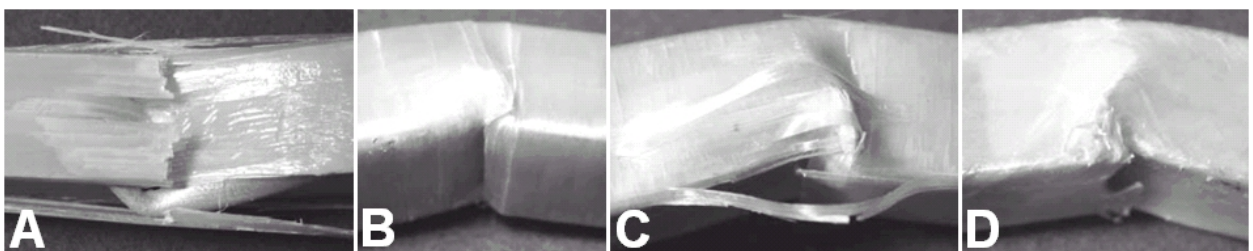


Abbildung 2.14: Biegeprofile nach Versagen in Abhängigkeit der Faserorientierung: (A)  $0^\circ$ -Faserorientierung, (B)  $90^\circ$ -Faserorientierung, (C)  $0^\circ/90^\circ$ -Faserorientierung, (D)  $\pm 45^\circ$ -Faserorientierung [119]

Die Verstärkung der Hybridbauteile mit einem  $90^\circ$ -Laminat führte bei den Stauchversuchen zu der höchsten Energieabsorption. Bei den Biegeversuchen erzielte die  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-

Verstärkung das beste Energieabsorptionsvermögen. In beiden Lastfällen zeigten die Aluminium-GFK-Hybridbauteile, bei verringertem Gewicht im Vergleich zum Referenzbauteil aus Aluminium, eine gute Energieabsorption.

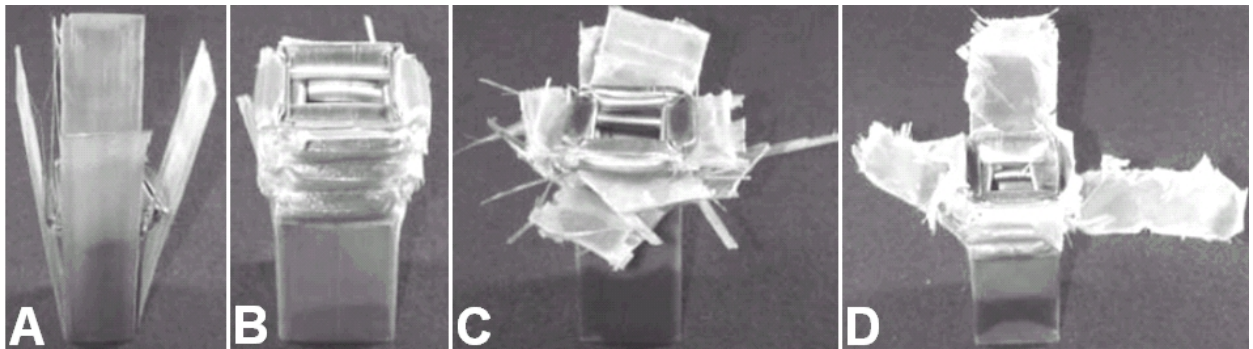


Abbildung 2.15: Stauchprofile nach Versagen in Abhängigkeit der Faserorientierung: (A) 0°-Faserorientierung, (B) 90°-Faserorientierung, (C) 0°/90°-Faserorientierung, (D)  $\pm 45^\circ$ -Faserorientierung [119]

Ben [16] ersetzt in seinen Untersuchungen einen konventionellen, aus Stahl gefertigten Seitenaufprallschutz von PKW's durch eine Hybrid-Struktur aus Aluminium und CFK. Diverse hybride Varianten wurden, wie in Abbildung 2.16 dargestellt, unter 3-Punkt-Biegung belastet.

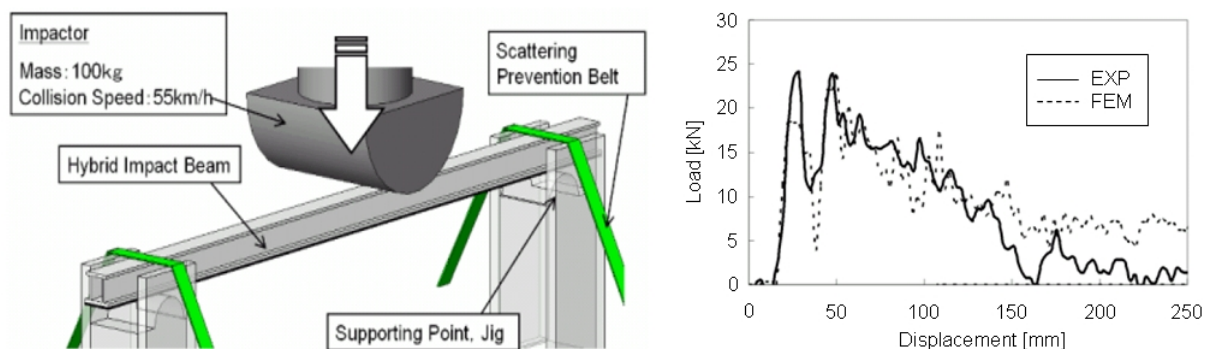


Abbildung 2.16: Aufbau des 3-Punkt-Biege-Impakttestes (links), Vergleich FEM und Experiment (rechts) [16]

Des Weiteren wurde eine FEM-Analyse mit dem expliziten Solver PAM-CRASH durchgeführt. Eine Optimierung der Geometrie des Aluminiumträgers führte zu einer Steigerung der absorbierten Energie von 23% im Vergleich zum Referenz-Hybridbauteil. Ein Vergleich von FEM und Experiment zeigt mit Ausnahme der ersten Maximallast eine gute Übereinstimmung des Kraft-Weg-Verlaufs (vgl. Abb. 2.16, rechts). Die Hybridstruktur erzielte eine geringere maximale Verschiebung als das Referenzelement aus konventionellem Stahl.

Unter mechanischen und werkstoffwissenschaftlichen Aspekten wurde in der Arbeit von Liedtke [78] ermittelt, inwieweit FVK/Metall-Hybridstrukturen herkömmliche Metalle substituieren können. Die Auslegung von Demonstratorbauteilen basierte auf analytischen, numerischen und experimentellen Betrachtungen an vereinfachten Proben. Auf Basis der gewonnenen Ergebnisse wurden als Demonstratorbauteile eine A-Säule einer Cabrioletkarosserie sowie ein Energieabsorptionselement zur Integration in die Crashbox untersucht. Die Hybridisierung der A-Säule wurde zum einen durch Einlaminieren einer FVK-Schicht, zum anderen durch das Umflechten eines innen liegenden Verstärkungsrohres realisiert. Durch die Hybridisierung der A-Säule wurde bei gleicher Energieabsorption gegenüber der Serienausführung eine Gewichtsreduzierung um ca. 12% ermöglicht.

Das Energieabsorptionselement war in Form eines faserumwickelten Aluminiumrohrs bzw. durch ineinander angeordnete Rohre (nicht verklebt) realisiert worden. Das hybride Energieabsorptionselement erzielte eine um bis zu 35% höhere spezifische Energieabsorption gegenüber einem reinen Aluminiumrohr. Die numerischen Untersuchungen wurden mit dem Solver LS-DYNA durchgeführt. Die FVK-Schicht wurde durch Volumenelemente modelliert. Zu diesem Zeitpunkt konnte ausschließlich das Materialmodell Composite Damage das Verhalten von FVK in Kombination mit Volumenelementen beschreiben. Dieses Modell kann jedoch nicht zwischen Druck- und Zugfestigkeit entlang der Elementhauptachse unterscheiden. Aus diesem Grund konnten die experimentellen Ergebnisse nur begrenzt durch die Simulation abgebildet werden. Des Weiteren wurde keine systematische Validierung der Materialmodelle anhand von experimentellen Untersuchungen durchgeführt. Somit konnte keine allgemeingültige Modellierungsmethode in der FEM gefunden werden, die die Experimente in angemessener Genauigkeit wiedergeben konnte. Um eine gute Übereinstimmung von Experiment und Simulation der verschiedenen Lastfälle zu erzielen, mussten unterschiedliche FE-Modelle verwendet werden. In weiteren thermischen Untersuchungen konnte Liedtke feststellen, dass die aus dem Verzug der Einzelschichten entstehenden Eigenspannungen selbst bei ungünstigen Materialkombinationen, die thermischen Ausdehnungskoeffizienten betreffend, zu keiner deutlichen Herabsetzung der Gesamtfestigkeit des Materials führen [78].

Aktuelle Untersuchungen zeigen, dass Hybridstrukturen, bestehend aus FVK und Metallen, ein großes Leichtbaupotential bieten. Gleichzeitig muss aber auch festgestellt werden, dass es aktuell keine allgemeingültige Lösung in der FEM gibt, dieses Versagensverhalten darzustellen.

Als problematisch können in diesem Zusammenhang die notwendigen komplexen Modellierungsansätze, bestehend aus Solid- und Schalenelementen sowie der Verbindung über Kontakte, angesehen werden. Ein weiterer Grund war in der Vergangenheit die begrenzte Auswahl an Materialmodellen in Abhängigkeit der Modellierungsansätze [78]. Aufgrund geringer



Schichtdicken und begrenzt zur Verfügung stehender Recourcen musste meist ein Kompromiss aus Performance und Aufwand gefunden werden.

Hybride Strukturen bieten gegenüber reinen FVK-Strukturen zahlreiche Vorteile. Aus diesem Grund ist sind Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet unter den folgenden Aspekten sinnvoll:

- Geringere Kosten durch lokale Anwendung von FVK
- Produktion in großen Stückzahlen durch Verwendung von vorimprägnierten Verbundkunststoffen (Prepregs) in Verbindung mit der Presstechnik möglich
- Keine Änderung in der „Assembly Line“ des Rohbaus
- Kein katastrophales Versagensverhalten durch das duktile Verhalten des Metalls
- Schneller Lösungsansatz bei überbelasteten Strukturen
- Jahrelange Erfahrung in der Simulation von Stahlstrukturen kommt dem hybriden Verbund zugute

## 3 Ziel der Arbeit

In Kapitel 2 wurde unter anderem dargelegt, dass die Abbildung des Versagensverhaltens von FVK bzw. Hybridstrukturen in der FEM bei Auslegung auf einen bestimmten Lastfall zu akzeptablen Übereinstimmungen zwischen Experiment und Simulation führt. Ein allgemein gültiges Modell, unabhängig von der Belastungsart, konnte jedoch nicht in ausreichender Genauigkeit definiert werden. Ein wesentlicher Aspekt, der ebenfalls berücksichtigt werden muss, ist die Wirtschaftlichkeit der Simulation von FVK. Aufgrund des komplexen Versagensverhaltens werden in der Forschung häufig Simulationsmodelle bzw. Modellierungsansätze gewählt, die wegen des hohen Rechenaufwands für industrielle Anwendungen nicht einsetzbar sind.

Ziel dieser Arbeit ist, unter der Verwendung experimenteller und numerischer Untersuchungen, zum einen ein detailliertes Verständnis über das Versagensverhalten von FVK-verstärkten Metallstrukturbauteilen zu entwickeln, zum anderen Modellierungsmethoden und geeignete allgemeingültige numerische Verfahren zu definieren, die es ermöglichen, eine prognosefähige Simulation des Crashverhaltens abzubilden. Gleichzeitig wird eine seriennahe Modellierung der Hybridstrukturen angestrebt.

Um das Versagensverhalten von FVK durch die FEM beschreiben zu können, sind vier verschiedene Materialmodelle zu untersuchen. In diesem Zusammenhang werden zwei versagensmodenbezogene Materialmodelle für FVK, basierend auf den Arbeiten von Camanho [27], [86], [87] und Pinho [101], in den LS-DYNA Code implementiert. Als vorteilhaft könnte sich in diesem Zusammenhang die separate Darstellung der Versagensmechanismen durch unabhängige Versagenskriterien dieser Materialmodelle erweisen. Dies ermöglicht eine eindeutige Identifizierung der lokalen Versagensmoden sowie eine zielgerichtete Degradierung der Materialeigenschaften. Letztere Eigenschaft ist essentiell für eine korrekte Darstellung von Belastungen, die nicht Crushing-relevant sind, sowie des Entlastungsverhaltens. Ein wesentlicher Unterschied zu den bestehenden Materialmodellen sind die Eingabeparameter der Materialkarte. Diese basieren alle auf Experimenten. Das Potential der neu implementierten Materialmodelle soll anhand eines Vergleichs der Simulationsergebnisse mit zwei bereits implementierten Materialmodellen sowie den experimentellen Ergebnissen aufgezeigt werden.

Der Einfluss der FVK-Verstärkung auf die Hybridstruktur kann erst nach den experimentellen Untersuchungen eindeutig deklariert werden. Sollte der Einfluss auf den Hybridverbund vergleichsweise gering sein, könnte die Simulation der bereits implementierten Materialmodelle die Versuche in ausreichender Genauigkeit wiedergeben.

In Kapitel 4 werden die Grundlagen von Faserverbundkunststoffen, Metallen und Hybriden dargelegt. Des Weiteren wird das Werkstoffverhalten von FVK in der FEM beschrieben.

In Kapitel 5 werden zunächst Untersuchungen an reinen GFK- bzw. CFK-Flachproben unterschiedlicher Lagenorientierungen, basierend auf DIN-Normen unter Zug-, Druck- und Biegebelastung, durchgeführt. Diese Untersuchungen dienen zum einen als Parametergrundlage für die Materialkarten der FEM bzw. als Modellierungsgrundlage für die Anpassung der Materialkarten, zum anderen als Vergleichsbasis für das Versagensverhalten der hybriden Strukturen. Um die zusätzlich notwendigen Parameter der physikalisch begründeten Materialmodelle nach Camanho und Pinho ermitteln zu können, werden weitere Versuche an FVK-Proben durchgeführt.

Um ein grundlegendes Verständnis des Versagensverhaltens hybrider Strukturen zu erhalten, werden experimentelle Untersuchungen an hybriden Flachproben analog zu den reinen FVK-Flachproben durchgeführt. Das Versagensverhalten wird in Abhängigkeit der Lagenorientierungen mit den reinen FVK-Flachproben verglichen. Die Ergebnisse dienen als Grundlage für die Validierung der Materialmodelle für FVK sowie weiteren Anpassungen der Materialmodelle auf Basis der Hybridproben.

Auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse werden Untersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen aus FVK/Metall für den Lastfall 3-Punkt-Biegung und Stauchung durchgeführt. Durch die Versuche wird ein umfassendes Verständnis für das Versagensverhalten und das Schädigungsverhalten erarbeitet. Untersuchungen an reinen Metall- und FVK-Strukturen dienen als Referenz. Im Anschluss werden die experimentellen Ergebnisse mit jenen aus der FEM verglichen.

Eine abschließende Anwendung der Hybridtechnologie erfolgt anhand von drei Strukturbauteilen im Fahrzeug:

- Seitenaufprallschutz (SAPS), lokale Verstärkung durch GFK
- Längsträgerprofil (LT), vollständige Verstärkung durch GFK und CFK
- Biegequerträger (BQT), lokale Verstärkung durch GFK und CFK

Die korrekte Implementierung der neuen Materialmodelle sowie eine kurze Beschreibung des Versagensverhaltens aller Modelle wird in Kapitel 6 anhand von Simulationen an einem Element, sogenannten Ein-Element-Tests, gegeben. Anschließend erfolgt die Anwendung der

Werkstoffmodelle auf die experimentellen Werkstoffversuche der FVK und der FVK-Metall-Hybride unter verschiedenen Belastungszuständen.

In Kapitel 7 wird auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse aus den Simulationuntersuchungen der FVK-Metall-Hybride eine Modellierungsempfehlung ausgesprochen. Dies beinhaltet eine Bewertung der aktuellen Modellierungsmethoden sowie die zukünftigen Modellierungsempfehlungen. Abschließend werden in Kapitel 8 die erarbeiteten Erkenntnisse dargelegt und zukünftige Schritte abgeleitet.

# 4 Grundlagen

Zunächst wird im Folgenden Kapitel auf die verwendeten Faserverbundwerkstoffe und die metallischen Werkstoffe eingegangen. Der kontinuumsmechanische Ansatz wird ebenso beschrieben wie das Materialverhalten von FVK. Dies beinhaltet die Beschreibung des elastischen Materialverhaltens sowie des Versagensverhaltens.

## 4.1 Basismaterialien

### 4.1.1 FVK-Werkstoffe

Die Grundlage der Informationen zu FVK bilden die Beschreibungen nach Schürmann [115], Drechsler [48], [49] und Pinho [101].

Im Allgemeinen versteht man unter einem Faserverbundwerkstoff einen Verbund aus hochfesten Fasern und einem Kunststoff. Diese Kombination stellt an sich bereits einen hybriden Werkstoff dar. Die Eigenschaften werden maßgeblich durch den Aufbau und durch die spezifischen Kenngrößen der verschiedenen Komponenten bestimmt.

Nach Schürmann [115] liegt den Faserverbundstrukturen folgendes Wirkprinzip zugrunde:

„Verschiedene Werkstoffe werden derart kombiniert, dass sich Eigenschaften ergeben, die die Einzelkomponenten alleine nicht erzielen könnten.“

Die Vorteile von FVK gegenüber anderen klassischen metallischen Werkstoffen ergeben sich nach Drechsler [49] wie folgt:

- hohe gewichtsspezifische Festigkeit und Steifigkeit
- große geometrische Gestaltungsfreiheit
- hohe gewichtsspezifische Energieaufnahme
- Korrosionsbeständigkeit

- hohe Dämpfung

Nachteilig wirken sich die hohen Werkstoffkosten, eine geringe Lochleibungsfestigkeit sowie lange Zykluszeiten aus.

### Verstärkungsfasern

Die Fasern bestimmen die mechanischen Eigenschaften des Faser-Kunststoff-Verbunds maßgeblich. Um die Lasten tragen zu können, müssen sie eine hohe Steifigkeit und Festigkeit aufweisen. Gleichzeitig sollten sie im Sinne eines Leichtbauwerkstoffs eine geringe Dichte besitzen.

Die im Laminat vorliegenden Fasern werden nach Schürmann [115] folgendermaßen kategorisiert:

- Kurzfasern  $l \approx 0,1 - 1 \text{ mm}$
- Langfasern  $l \approx 1 - 50 \text{ mm}$
- Endlosfasern  $l > 50 \text{ mm}; l/d \rightarrow \infty$  (continuous fibers)

Da sich bei Kurzfasern und Langfasern nur bedingt eine gezielte Faserorientierung einstellen lässt, ist ihr Einsatzgebiet auf niedrig belastete Bauteile beschränkt. Bauteile, die aus gerichtet orientierten Endlosfasern bestehen, erreichen die höchsten Festigkeiten.

Die wichtigsten Fasertypen sind nach Drechsler [49]:

- Glasfasern
- Kohlenstofffasern
- Aramidfasern

Die Glasfaser ist eine anorganische Faser. Ihre Festigkeit basiert auf kovalenten Bindungen zwischen Sauerstoff und Silizium. Die Atome bilden eine dreidimensionale amorphe Struktur ohne Orientierung, wodurch diese isotrope Eigenschaften besitzt.

Der größte Vorteil der Glasfaser, im Vergleich zu den anderen Fasern, ist der geringe Preis. Weitere positive Eigenschaften sind die hohe Längs-Zug- und Längs-Druckfestigkeit, eine hohe Bruchdehnung sowie die geringe Feuchteaufnahme. Im Vergleich zu anderen Fasern ist die Steifigkeit gering.

Kohlenstofffasern verdanken ihre hohe Steifigkeit und Festigkeit den starken kovalenten Bindungen der Graphitkristalle in der Schichtebene. Die starke Orthotropie der Kohlenstofffaser resultiert aus der schwachen Van-der-Waalschen-Bindung zwischen den Schichtebenen.

Eine geringe Dichte bei gleichzeitig hohen Festigkeiten und hohen Steifigkeiten macht die

Kohlenstofffaser zu einem Werkstoff mit großem Leichtbaupotential. Zudem weist die Faser eine sehr gute Ermüdungsfestigkeit auf. Aufgrund des hohen Faserpreises und des unerwünscht spröden Versagensverhaltens ist der Einsatz im Automobilbau bisher eingeschränkt.

Da Aramidfasern kein Bestandteil der Untersuchungen dieser Arbeit sind, wird auf eine detaillierte Beschreibung verzichtet.

Bei flächigen Bauteilen setzt man wegen der einfacheren Handhabung und der schnellen Verarbeitung bevorzugt flächige textile Halbzeuge ein [115]. Diese können bei Endlosfasern, wie in Abbildung 4.1 dargestellt, als Halbzeuge in unterschiedlichen Formen vorliegen. Die gängigsten Halbzeuge sind Multiaxial-Gelege (**n**on **c**rimped **f**abrics, NCF), Gewebe (woven fabric) und Geflechte.

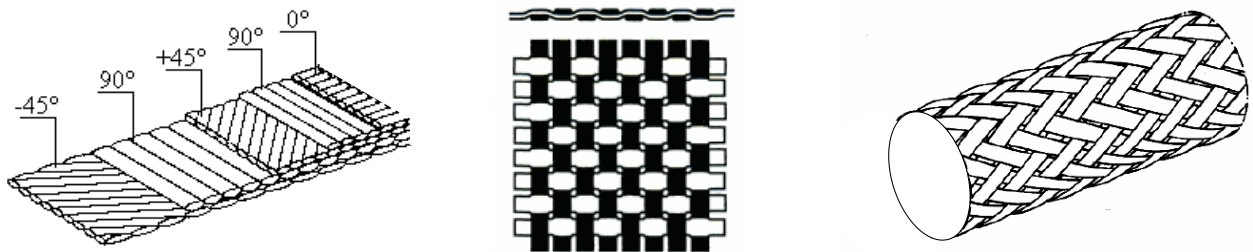


Abbildung 4.1: Textile Faserhalbzeuge: Multiaxial-Gelege (links) [115], Gewebe (Mitte) [51], Geflecht für 3D-Architektur (rechts) [115]

### Gelege

Im Fall der Gelege liegen die Fasern geradlinig, ideal gestreckt nebeneinander. Dadurch werden maximale Festigkeiten und Steifigkeiten erzielt.

### Gewebe

Typischerweise werden bei Geweben zwei Faserorientierungen, die rechtwinklig zueinander angeordnet sind, verwendet. Die dadurch gegebenen Kette- und Schussrichtungen können aus unterschiedlichen Fasern bzw. Fasermengen aufgebaut sein. Aufgrund der leichten Krümmungen der Fasern und der komplexen Spannungszustände an den Fadenkreuzungspunkten, reduzieren sich die maximalen Festigkeiten und Steifigkeiten um 5 - 20% [115].

### 3D-Architektur

Hohe Schälkräfte im Laminat lassen sich durch zusätzliche Verstärkungsfasern in Dickenrichtung aufnehmen. Dabei liegt der Anteil der in dieser Richtung verstärkten Fasern bei ca. 2 - 10%. Diese Verstärkungsfasern lassen sich sowohl in Gelegen als auch in Geweben

realisieren. Eine weitere Anwendungsmöglichkeit der 3D-Architektur bieten beispielsweise Flechtschläuche.

### Matrixsysteme

Die Matrix beeinflusst entscheidend diverse Eigenschaften des Verbundwerkstoffs. In diesem Zusammenhang sind die Dichte, Steifigkeitswerte, Festigkeitswerte, Kriech- und Relaxationsverhalten, Schlagzähigkeiten, Temperatur-Einsatzgrenzen, thermischen Ausdehnungskoeffizienten und Wärmeleitfähigkeiten zu nennen. Der Matrixwerkstoff muss damit je nach Einsatzgebiet individuell ausgewählt werden. Nach Schürmann [115] übernimmt die Matrix folgende Aufgaben im Verbund:

- fixiert die Fasern in der gewünschten geometrischen Anordnung
- verklebt die einzelnen Fasern und leitet damit die Kraft in die Faser sowie von Faser zu Faser
- trägt Lasten, speziell quer zur Faserrichtung und bei Schubbeanspruchung
- dient als Stütze der Fasern bei Druckbeanspruchung in Faserlängsrichtung
- schützt die Fasern vor Umwelteinflüssen

Im Bereich der polymeren Matrixsysteme werden vorzugsweise Duroplaste oder Thermoplaste eingesetzt.

- Duroplaste sind amorph und zeichnen sich aufgrund der engen und räumlichen Netzstruktur durch ein hohes Elastizitätsmodul, geringe Kriechneigung, eine hohe Viskosität sowie eine gute thermische und chemische Beständigkeit aus. Durch Beimischung von Thermoplastpartikeln wird eine erhöhte Risszähigkeit erreicht. Aufgrund ihrer unlöslichen Vernetzung ist ein Aufschmelzen nicht möglich. Zu den wichtigsten Duroplasten zählen Epoxidharze [49].
- Im Gegensatz zu Duroplasten bestehen Thermoplaste aus linearen oder verzweigten Molekülen, die räumlich nicht vernetzt sind. Aus diesem Grund neigen sie zum Kriechen. Sie sind jedoch wesentlich schadentoleranter, besitzen ein höheres Energieaufnahmevermögen sowie eine geringere Feuchteaufnahme. Bei hohen Temperaturen können die physikalischen Bindungen überwunden werden, so dass die Moleküle gegeneinander verschoben werden können. Dies ermöglicht eine plastische Verformung des Thermoplasts. Eine zusätzliche Erhöhung der Temperatur führt zu einer viskosen Flüssigkeit.



Die in dieser Arbeit untersuchten FVK-Bauteile werden ausschließlich aus Gelegen aufgebaut. Diese Gelege werden als Halbzeuge in Form von Prepregs im Autoklavverfahren ausgehärtet. Bei Prepregs (preimpregnated fibers) handelt es sich in diesem Zusammenhang um maschinell vorimprägnierte Endlosfasern mit einer duroplastischen Matrix.

### **Dehnratenabhängigkeit**

In zahlreichen Arbeiten wurde in der Vergangenheit die Dehnratenabhängigkeit von FVK untersucht. So haben die Untersuchungen von Daniel [35], Fontana [56] und Thornton [127] beispielsweise ergeben, dass die Matrix der bestimmende Faktor im Hinblick auf die Dehnratenabhängigkeit von FVK-Bauteilen ist.

In einer Studie von Feraboli [53], der Versuche an FVK-Bauteilen mit einer duroplastischen Matrix (Epoxidharz) unter verschiedenen Impaktgeschwindigkeiten durchführte, konnten keine signifikanten Unterschiede in Bezug auf die gemessenen Kennwerte festgestellt werden. Die Geschwindigkeiten hatten keinen Einfluss auf das grundlegende Versagensverhalten der Bauteile. Ein ähnliches Verhalten konnte Thornton [126] bei seinen Untersuchungen an energieabsorbierenden Strukturen feststellen. Auch hier stellte sich heraus, dass die Dehnraten keinen signifikanten Einfluss auf das spezifische Energieabsorptionsvermögen der CFK-Epoxidharz-Bauteile hat.

Im Fall der hybriden Systeme dienen die FVK-Verstärkungen stets der Stabilisierung der Metallstruktur, wodurch eine vorzeitige lokale Deformation verhindert wird. Die Untersuchungen in Kapitel 5.4.2 zeigen eindeutig, dass das Bauteil- bzw. das Versagensverhalten der Hybridstrukturen stets von der Metallstruktur bestimmt wird. In diesem Zusammenhang wird der Einfluss einer Dehnraten von FVK als gering eingeschätzt. Eine Untersuchung des Einflusses der Dehnraten von FVK ist aus dem genannten Grund kein Inhalt dieser Arbeit und wird somit nicht weiter betrachtet.

## **4.1.2 Metalle**

Aktuell ist der Einsatz von Metallen im Karosseriebau am weitesten verbreitet. Auch heutzutage besteht der Rohbau zu fast 100% aus Metall. Die Rohkarosserie der aktuellen C-Klasse Limousine besteht etwa zu 70% aus hoch- und höherfesten Stählen. Ein Trend tragender Strukturbauteile geht allerdings auch in Richtung Aluminiumlegierungen.

### **Stahl**

Im Bereich der festigkeitsrelevanten Bauteile, wie beispielsweise dem Längsträger, der B-Säule oder dem Schweller, werden höherfeste oder ultrahochfeste Stähle eingesetzt. Eine der

gängigsten Stahllegierungen im Karosseriebau ist der ZStE340 (Werkstoffnummer 1.0548). Bei dieser Stahllegierung handelt es sich um einen einphasigen, mikrolegierten Stahl. Mit einer Streckgrenze, die größer ist als 210MPa, zählt er zu den härtesten Stahllegierungen. Dieser mikrolegierte Feinkornstahl vereint eine gute Kaltumformbarkeit mit einer hohen Bruchdehnung (25% - 30%). Tabelle 4.1 gibt einen Überblick der relevanten Kennwerte des ZStE340.

	Zugfestigkeit $R_m$	Streckgrenze $R_e$	Bruchdehnung	E-Modul
ZStE340	470MPa	390MPa	25% - 30%	210GPa

Tabelle 4.1: Mechanische Kennwerte von ZStE340

## Aluminium

Nach Stahl ist Aluminium weltweit das am häufigsten im industriellen Bereich eingesetzte Metall. Nicht festigkeitsgetriebene Komponenten, wie beispielsweise Heckklappen oder Motorhauben, werden derzeit bereits aus Aluminium gefertigt. Die Firma Audi AG hat unter der Bezeichnung „space frame“ ein Aluminiumkonzept umgesetzt, das eine Tragstruktur aus Strangpressprofilen vorsieht. Diese werden über gegossene Knotenelemente miteinander verbunden [78].

Im Rahmen dieser Arbeit werden zwei Aluminiumlegierungen betrachtet zum einen AW-AlZn5,5Mg1,5 (EN AW-7021) und zum anderen AlMg0,5Si0,6(Cu) (AA6014, AC300).

Die Aluminium-Zink-Magnesium-Legierung EN AW-7021 ist in der Entwicklungsphase und befindet sich daher noch nicht Serieneinsatz. Sie zeichnet sich besonders durch ihre hohe Zugfestigkeit bei gleichzeitig etwas geringerer Bruchdehnung aus. Forschungsziel ist, die Duktilität deutlich zu erhöhen.

Die AA6014-Legierung besitzt eine ausgezeichnete Duktilität unter Crashbedingungen und ist bestens für den Einsatz in Strukturbauteilen geeignet. Aktuell wird diese Legierung z.B. im SLS AMG im Bereich des Längsträgers eingesetzt. Ihre hohe Duktilität behält die Legierung auch im ausgehärteten Zustand bzw. nach Temperatureinwirkung im Betrieb oder beim Lackdurchlauf bei. Die Legierung ist schweißbar und bietet zudem eine sehr gute Korrosionsbeständigkeit. In Tabelle 4.2 sind die relevanten Kennwerte der beiden Legierungen aufgeführt.

Legierung	Zugfestigkeit $R_m$	Dehngrenze $R_{p0,2}$	Bruchdehnung	E-Modul
AA6014	235MPa	170MPa	$\approx 20\%$	70GPa
EN AW-7021	500MPa	420MPa	$\approx 10\%$	70GPa

Tabelle 4.2: Mechanische Kennwerte der Aluminiumlegierungen

### Dehnratenabhängigkeit

Um eine prognosefähige CAE-Entwicklung von Metallen in der Automobilentwicklung zu realisieren muss das Materialverhalten in einer angemessenen Genauigkeit wiedergegeben werden. Eine wesentliche Einflussgröße ist dabei die Dehnratenabhängigkeit der Fließspannung [136]. Die im Fahrzeugbau verwendeten Karroseriestähle weisen einen Festigkeitsanstieg bei hohen Verformungsgeschwindigkeiten auf. Dieser muss eine Berücksichtigung in der Simulation finden. Die aus Zug- bzw. Druckversuchen ermittelten dehnratenabhängigen Kennwerte können in Form von Spannungs-Dehnungs-Kurven direkt in die Materialmodelle implementiert werden (vgl. Abb. 4.2). Aufgrund vergleichsweise hoher Versagensdehnungen werden dabei in der Regel wahre Dehnungen bzw. wahre Spannungen verwendet. Aus den oben genannten Gründen werden in dieser Arbeit ausschließlich Materialmodelle verwendet, die die Dehnratenabhängigkeit von Metallen berücksichtigen.

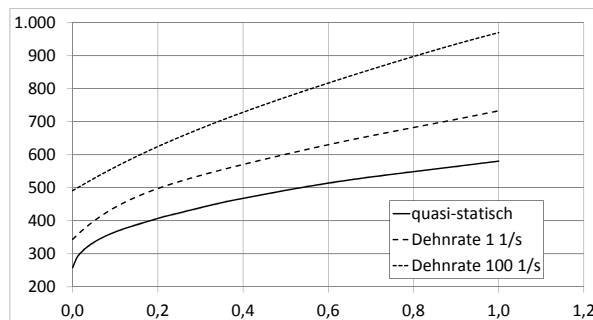


Abbildung 4.2: Beispiel einer dehnratenabhängigen Fließkurve von Metall in LS-DYNA

### 4.1.3 Hybride

In den letzten 40 Jahren wurde sehr intensiv an sogenannten Faser-Metall-Laminaten (Fiber Metal Laminates) geforscht. Bekannt sind diese Laminare auch unter den Namen GLARE (Glass Laminate Aluminum Reinforced Epoxy), ARALL (Aramid Reinforced Aluminum Laminate) und CARALL (Carbon Fiber Reinforced Aluminum Laminate). GLARE wurde im Jahre 1980 von der Universität Delft entwickelt [130]. Dieser Verbund setzt sich aus alternierenden Schichten von GFK und Aluminium zusammen. Um die Kernwerkstoffe, in diesem Fall die GFK-Lagen, zu schützen, sind in diesem Verbund die Deckschichten jeweils aus Aluminium. Daraus resultiert eine verbesserte Widerstandsfähigkeit gegenüber Umwelteinflüssen und Fremdkörpereinschlägen [20]. Des Weiteren wird das Risswachstum und die Rissausbreitung durch die Aluminiumschichten bei Ermüdungsbelastungen auf Zug gestoppt [81], [122], [131]. Detaillierte Informationen zum Aufbau der Materialien lassen sich bei Holleman [63] finden.

Ein Nachteil gegenüber konventionellen Aluminiumblechen besteht in der eingeschränkten Möglichkeit zur Verarbeitung des Materials, nachdem einzelne Komponenten miteinander verklebt und ausgehärtet wurden. Um eine Delamination der einzelnen Schichten zu vermeiden, ist darauf zu achten, dass es zu keinen hohen Dehnungen und Umformgraden kommt [78]. Zusätzlich erschwert der vergleichsweise hohe Preis den Einsatz im Automobilbau.

Anhand einfacher 3-Punkt-Biegeversuche stellte Volker [133] das Potential von CARALL-Strukturen dar. Wesentliche Vorteile des Bauprinzips sah Volker in den folgenden Punkten:

- Außenliegende Aluminiumschicht schützt das CFK-Laminat
- Elektrostatische Aufladungen können problemlos abgeführt werden
- Zusätzliche verschleißfeste Oberfläche durch Anodisation der Aluminiumoberfläche möglich
- Schnelle Wärmeabfuhr durch das Aluminium bei kurzzeitiger Erwärmung

Die Einsatzmöglichkeiten solcher Verbunde sah Volker im Bereich der Crashstrukturen für die Luftfahrt und in der Automobilindustrie.

Anhand von Zugproben zeigt Lawcock [76], [77], dass hybride Strukturen aus Aluminium und FVK Vorteile in Bezug auf ihre Eigenschaften wie Festigkeit und Steifigkeit im Vergleich zu reinen Aluminium- und FVK-Komponenten bieten.

Die im Zusammenhang mit dieser Arbeit untersuchten Hybridstrukturen besitzen, im Gegensatz zu den oben betrachteten Strukturen, keinen alternierenden Aufbau von Metall und FVK. Vielmehr handelt es sich um eine in der Regel einseitige Verstärkung der metallischen Strukturen. Diese Art von lokaler Verstärkung der Metallbauteile durch FVK ermöglichen den Wegfall einzelner Metallstrukturen bzw. eine Reduzierung der Wandstärke des Metallbauteils im Rohbau. Daraus resultiert ein erhebliches Leichtbaupotential.

## 4.2 Kontinuumsmechanischer Ansatz unidirektional verstärkter Faserverbunde

Ein Kontinuum ist nach Schürmann [115] wie folgt beschrieben:

„Unter einem Kontinuum (lat. zusammenhängend) versteht man einen Bereich, in dem die Materie – fest oder fluid – als lückenloses, kontinuierlich deformierbares Medium vorliegt.“

Faserverstärkte Verbundkunststoffe weisen eine inhärente heterogene Struktur auf. Aus diesem Grund sind zwei Betrachtungsweisen bei der Berechnung möglich [84]:

- Die Interaktion zwischen Faser und Matrix lässt sich durch die Mikromechanik beschreiben
- Das Verhalten des Verbundes bei Einwirkung von Belastung wird durch die Makromechanik beschrieben

Während die Mikromechanik eher im Rahmen werkstoffkundlicher Betrachtungen benötigt wird, erfolgt die Beschreibung des Werkstoffverhaltens durch die **Finite-Element-Methode** (FEM) meist im makroskopischen Bereich.

Bei der makroskopischen Betrachtung werden die Faser und die Matrix nicht einzeln, sondern als Gesamtsystem gesehen. Der mikroskopisch vorliegende inhomogene Zustand wird dadurch „homogenisiert“ also als feinstverteilt betrachtet.

„Dementsprechend werden nicht die tatsächlich auftretenden Spannungen von Faser- und Matrixmaterial betrachtet, sondern die rechnerisch über den aus Faser- und Matrix-Querschnitten bestehenden Gesamtquerschnitt gemittelten Spannungen“ [106]. Die kleinste Einheit, die betrachtet wird, ist die Einzelschicht.

Die Beschreibung des Spannungszustandes an irgendeinem Punkt des Festkörpers erfolgt an einem infinitesimal kleinen Volumenelement (Abbildung 4.3).

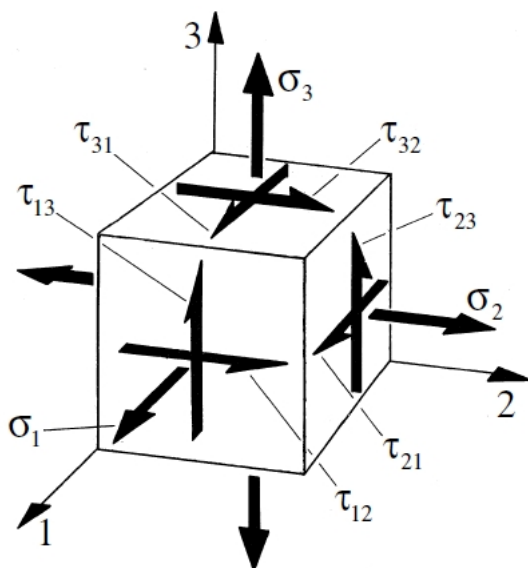


Abbildung 4.3: Dreidimensionaler Spannungszustand eines Volumenelements [115]

Der Zusammenhang zwischen Spannungen und Verzerrungen eines Festkörpers wird in der Kontinuumsmechanik durch die sogenannten Stoffgesetze beschrieben. Unter der Voraussetzung einer linearen, idealen Elastizität gehorcht der Werkstoff dem Hookeschen Gesetz.

In komprimierter Form lässt sich der Zusammenhang zwischen Spannungen und Verzerrungen durch das Hookesche Gesetz unter den oben beschriebenen Voraussetzungen wie folgt darstellen:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \epsilon_{kl} \quad (4.1)$$

Nach den Verzerrungen aufgelöst erhält man die Beziehung:

$$\epsilon_{kl} = S_{ijkl} \sigma_{ij} \quad (4.2)$$

Der Werkstoff wird hier durch die Steifigkeitsmatrix  $C_{ijkl}$  bzw. durch die Nachgiebigkeitsmatrix  $S_{ijkl}$  beschrieben. An dem in Abbildung 4.3 dargestellten Volumenelement greifen neun verschiedene Spannungen an. Diese lassen sich in drei Normalspannungen ( $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ) und in sechs Schubspannungen ( $\tau_{23}, \tau_{32}, \tau_{13}, \tau_{31}, \tau_{12}, \tau_{21}$ ) aufteilen. Diese sind über 81 Konstanten mit den Verzerrungen gekoppelt. Durch Symmetrieeigenschaften im Werkstoff reduzieren sich diese Konstanten in Abhängigkeit des Anisotropiegrades [115]. Unter der Voraussetzung eines orthotropen Werkstoffs verringert sich die Anzahl der unabhängigen Konstanten auf neun für den dreidimensionalen bzw. auf vier bei einem zweidimensionalen Zustand.

Das Materialgesetz für unidirektional verstärkte Verbundwerkstoffe lässt sich für den dreidimensionalen Zustand demnach durch die folgende Gleichung ausdrücken:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (4.3)$$

Ein Sonderfall der Orthotropie ist die transversale Isotropie. Hier liegt die Isotropieebene senkrecht zur Faserlängsrichtung. Diese Annahme gilt jedoch nur für ideale UD-Schichten mit einer homogenen Faserverteilung. Diese Vereinfachung führt jedoch zu keinen weiteren Leerstellen in der Steifigkeitsmatrix.

## 4.3 Grundlagen der nichtlinearen Finite-Elemente-Berechnung

Grundlage der Crashberechnung in der Automobilindustrie bildet die Finite-Element-Methode. Die numerische Beschreibung von kurzzeitdynamischer Vorgänge in dieser Arbeit erfordert die Berücksichtigung diverser Nichtlinearitäten:

- materielle Nichtlinearität
- geometrische Nichtlinearität
- ändernde Randbedingungen

### Materielle Nichtlinearität

Im Fall der materiellen Nichtlinearität ist der Spannungstensor eine beliebige Funktion des Verzerrungstensor sowie weiterer möglicher Variablen [74].

$$\sigma = \sigma(\epsilon, \alpha) \quad (4.4)$$

Kuhl [74] unterscheidet im Wesentlichen drei verschiedene Materialmodelle zur Beschreibung des nichtlinearen Materialverhaltens bzw. deren Kombination:

- nichtlinear elastisch
- elasto-plastisch
- elasto-schädigend

In Abbildung 4.4 ist das Be- und Entlastungsverhalten der Materialmodelle dargestellt. Es geht daraus hervor, dass das Belastungsverhalten für alle Materialmodelle identisch ist. Das Entlastungsverhalten unterscheidet sich hingegen grundlegend.

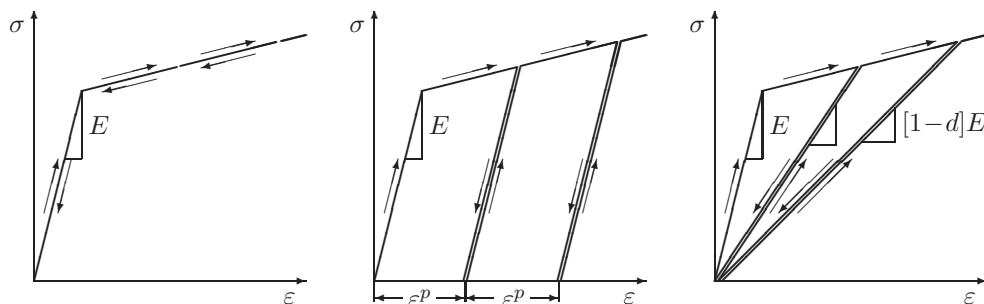


Abbildung 4.4: Elastisches (links), elasto-plastisches (Mitte) und elasto-schädigendes (rechts) bilineares Materialmodell unter zyklischer Be- und Entlastung [74]

Nach Durchlaufen des Belastungspfades des nichtlinearen elastischen Materialmodells bleibt bei einer vollständigen Entlastung keine Verformung zurück. Im Gegensatz dazu besteht bei dem elasto-plastischen Modell auch nach Entlastung kein dehnungsfreier Zustand. Wie zuvor bei dem nichtlinear elastischen Modell ist auch bei dem elasto-schädigenden Modell nach Entlastung keine Verformung vorhanden. Die Entlastung folgt in diesem Fall jedoch nicht dem Belastungspfad, sondern wird linear bis zum Ursprung reduziert. Damit einhergehend ist die Reduzierung der Steifigkeit.

Die in dieser Arbeit betrachteten Materialien unterscheiden sich in ihrem Versagensverhalten grundsätzlich. Bei FVK kommt es im Allgemeinen zu einem spröden und abrupten Versagen. Damit einhergehend sind geringe Versagensdehnungen, die in der Regel im Bereich von 4% liegen. Untersuchungen haben gezeigt, dass es bei einer linearen Betrachtung nur zu geringen Abweichungen der Dehnungen und Spannungen kommt. Aus diesem Grund erfolgt die Auswertung in den Kapiteln 5.3 und 5.4 nach den dort beschriebenen Normen für FVK. Metalle weisen hingegen eine hohe plastische Versagensdehnung auf. In diesem Fall ist eine lineare Betrachtungsweise der Dehnungen sowie der Spannungen unzureichend. Dieses Verhalten wurde in den Crashuntersuchungen berücksichtigt.

### Geometrische Nichtlinearität

Im Gegensatz zu geometrisch linearen Phänomenen, wird bei einer nichtlinearen Betrachtungsweise der nichtlineare Term des Verzerrungstensor  $E$  berücksichtigt. Des Weiteren wird das Kräftegleichgewicht bzw. der Impulssatz in der deformierten Konfiguration gebildet.

Die geometrische Beschreibung großer Deformationen eines materiellen Körpers im dreidimensionalen Raum erfolgt durch die Betrachtung verschiedener Konfigurationen (vgl. Abbildung 4.5) [61].

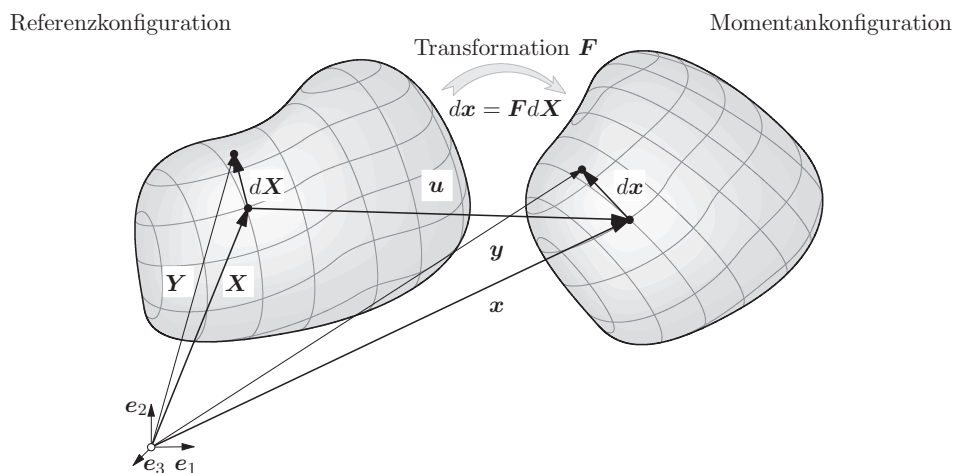


Abbildung 4.5: Deformierbarer Körper in Momentan- und Referenzkonfiguration [74]



Unter der Voraussetzung einer Lagrange'schen (materielle) Beschreibung bildet der materielle Deformationsgradient  $F$  die Grundlage der geometrisch nichtlinearen Formulierung [74]. Dieser beschreibt die Transformation von der Referenzkonfiguration in die Momentankonfiguration.

Der Lagrange'sche Verzerrungstensor ist als Funktion des materiellen Deformationsgradienten wie folgt definiert [74]:

$$E = \frac{1}{2}(F^T \cdot F - 1) = \epsilon + E^{nl}(u) \quad \text{mit } F = \frac{dx}{dX} \quad (4.5)$$

Aus obiger Gleichung geht hervor, dass der Lagrange'sche Verzerrungstensor aus einem linearen Anteil ( $\epsilon$ ) und einem nichtlinearen Anteil ( $E^{nl}(u)$ ) besteht.

Die Spannungsgrößen können durch ein zuvor definiertes Materialgesetz und den kinematischen Größen in Beziehung gesetzt werden. Der zweite Piola Kirchhoff Spannungstensor  $S$  entspricht dabei der energetisch konjugierten Größe zum Green Lagrange'schen Verzerrungstensor  $E$  und wird in der Referenzkonfiguration definiert [61].

$$|F| \operatorname{div} \sigma = \operatorname{DIV}[F \cdot S] \quad (4.6)$$

$\operatorname{DIV}$  entspricht dem Divergenzoperator bezogen auf die Referenzkonfiguration. Im Fall des zweiten Piola Kirchhoff Spannungstensors handelt es sich allerdings um keine wahren Spannungen. Um die tatsächlich auftretenden Spannungen zu ermitteln bedarf es dem Cauchy Spannungstensor  $\sigma$ , der sich auf die Momentankonfiguration bezieht.

Das Gleichgewicht der Elastodynamik ist unter Berücksichtigung des Impulserhaltungssatzes wie folgt definiert:

$$\rho \ddot{u} = \operatorname{div} P + \rho b \quad (4.7)$$

Die Dichte  $\rho$  des Körpers bezieht sich auf den undeformierten Zustand.  $P$  entspricht dem unsymmetrischen ersten Piola Kirchhoff Spannungstensor und  $b$  ist der Volumenkraftvektor pro Masseneinheit.

Ausgehend von Gleichung 4.7 ergibt sich unter Berücksichtigung der zweiten Piola Kirchhoff Spannungen die Lagrange'sche Formulierung des Impulssatzes.

$$\rho \ddot{u} = \operatorname{div}[F \cdot S] + \rho b \quad \text{mit } P = F \cdot S \quad (4.8)$$

Für die Beschreibung großer Dehnungen bzw. nichtlinearer Vorgänge sind verschiedene Ansätze möglich. Häufig findet jedoch das Greensche oder das logarithmische (Hencky-Dehnung) Dehnungsmaß Anwendung.

Greensche Dehnung:

$$\epsilon_G = \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{l}{l_0} \right)^2 - 1 \right] \quad (4.9)$$

Logarithmische Dehnung (Hencky-Dehnung):

$$\epsilon_H = \int_{l_0}^l \frac{1}{L} dL = \ln \left( \frac{l}{l_0} \right) \quad (4.10)$$

Bei beiden Ansätzen wird der aktuelle Verschiebungszustand  $l$  auf eine definierte Ursprungslänge  $l_0$  bezogen. Der Solver LS-Dyna verwendet standardmäßig die logarithmische Dehnung. Ein linearer Ansatz, wie bei der Verwendung der technischen Dehnung, ist nur bei kleinen Dehnungen anzuwenden [112]. Die Bestimmung der Materialkenngrößen für faserverstärkte Kunststoffe basiert in dieser Arbeit aufgrund der geringen Versagensdehnungen ausschließlich auf dem linearen Ansatz (vgl. Gl. 5.2). Für die Ermittlung der Materialkenngrößen der Metalle wurde das logarithmische Dehnungsmaß verwendet.

### Ändernde Randbedingungen

Wall [134] unterscheidet zwei Arten von sich ändernden Randbedingungen:

- ändernde Randbedingungen resultierend aus einer Kraft
- ändernde Randbedingungen resultierend aus einer Verschiebung

Im ersten Fall besteht eine Abhängigkeit der Kraft von der Deformation. Als Beispiel kann hier die Druckbelastung von Flüssigkeiten genannt werden. Eine Änderung der Randbedingungen basierend auf einer Verschiebung resultiert aus einer strukturellen Deformation. Abbildung 4.6 zeigt beispielhaft die Änderung der Kontaktkraft aufgrund der Deformation der Struktur.

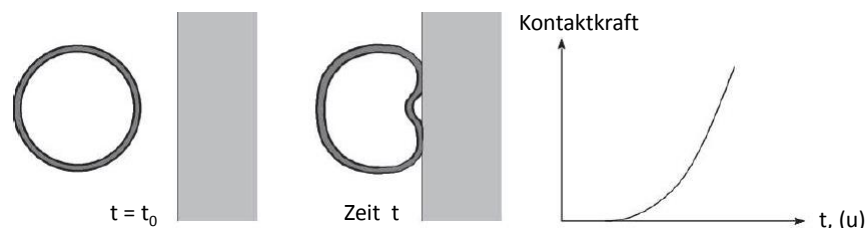


Abbildung 4.6: Ändernde Randbedingungen aufgrund einer Verschiebung [134]

## Zeitintegration

In der FEM stehen für die Integration der Bewegungsgleichungen prinzipiell zwei unterschiedliche Verfahren zur Verfügung, das implizite und explizite Zeitintegrationsverfahren. Das explizite Verfahren beinhaltet ausschließlich Vektoroperationen auf globaler Ebene. Dies führt zu einer hohen Effizienz, da der Aufwand pro Rechenschritt klein gehalten wird [89].

Phänomene der Kurzzeitdynamik, wie beispielsweise hochdynamische Impakt- und Crashvorgänge, die durch starke Nichtlinearitäten charakterisiert sind, werden üblicherweise mit dem expliziten Zeitintegrationsverfahren gelöst. Gewöhnlich findet in diesem Zusammenhang das Euler-vorwärts-Verfahren, auch explizites Euler-Verfahren genannt, in Verbindung mit dem zentralen Differenzenverfahren Anwendung [100].

Bei expliziten Verfahren ist der Zeitschritt durch einen maximalen Wert, dem kritischen Zeitschritt, beschränkt. Dieser ist durch eine charakteristische Elementkantenlänge  $l_e$  und der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit  $c_{s,e}$  definiert. Die Bedingung für die Stabilität lautet nach Courant, Friedrichs und Levy [34] (CFL-Bedingung) wie folgt:

$$\Delta t < \Delta t_{krit} = \frac{l_e}{c_{s,e}} \quad (4.11)$$

Aus Gleichung 4.11 geht hervor, dass eine Reduzierung der charakteristischen Elementkantenlänge einen kleineren kritischen Zeitschritt mit sich bringt und sich daraus ein höherer Rechenaufwand ergibt. Um eine effiziente Gesamtfahrzeugsimulation zu gewährleisten werden in der Regel Schalenelemente mit durchschnittlichen Kantenlängen von 5 bis 10mm verwendet [52]. Da die in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse in Bezug auf die Modellierung direkt in die Gesamtfahrzeugsimulation einfließen, wird bei den Untersuchungen ausschließlich auf Elemente mit einer charakteristischen Elementkantenlänge von 5mm x 5mm eingegangen.

In Bezug auf die Zeitschrittgröße ist es bei Gesamtfahrzeugsimulationen unter Crashbelastung zielführend einen Zeitschritt zu verwenden, der möglichst nah am kritischen Zeitschritt liegt. Dieser wird standardmäßig durch den Solver definiert. Es besteht jedoch die Möglichkeit den Zeitschritt durch manuelle Eingabe zu reduzieren. Dies kann sinnvoll sein, wenn es aufgrund von Instabilitäten, beispielsweise bei Kontaktbedingungen, zum vorzeitigen Abbruch der Simulation kommt. Mit der Reduzierung ist jedoch ein Anstieg der Rechendauer verbunden. Die in dieser Arbeit durchgeführten numerischen Untersuchungen haben zu keinem vorzeitigen Simulationsabbruch aufgrund von Instabilitäten geführt. Eine manuelle Anpassung des Zeitschritts war somit nicht vonnöten.

## 4.4 Beschreibung des Werkstoffverhaltens von FVK

Aufgrund ihrer Anisotropie unterscheiden sich faserverstärkte Kunststoffe hinsichtlich ihres Versagensverhaltens von isotropen Konstruktionswerkstoffen wie Stahl oder Aluminium.

Bei Faserverbundlaminate muss zwischen zwei Versagensarten unterschieden werden:

- interlaminares Versagen (Delamination)
- intralaminares Versagen (z.B. Faserbruch)

In dieser Arbeit werden ausschließlich intralaminares Versagensformen betrachtet, Delaminationsvorgänge bleiben unberücksichtigt. Intralaminares Versagen lässt sich in Faserbruch und Zwischenfaserbruch (Matrixversagen) unterteilen. Faserbruch tritt ausschließlich bei einer faserparallelen Belastung auf. Die Faser wird quer zu ihrer Längserstreckung durchtrennt. Zwischenfaserbruch entsteht durch Versagen der Matrix oder der Grenzfläche zwischen Faser und Matrix. Die UD-Schicht wird durch den Riss entlang der Faser vollständig durchtrennt. Unter Berücksichtigung der Belastungsrichtung können folgende Versagensarten auftreten [101]:

- **Matrix-Druckversagen:** Was im Allgemeinen als Matrix-Druckversagen bezeichnet wird, ist eigentlich ein Matrix-Schubversagen. Das Versagen tritt unter einem Winkel zur Belastungsrichtung ein
- **Matrix-Zugversagen:** Typischerweise ist die Versagensfläche dieses Versagensmodus normal zur Belastungsrichtung
- **Faser-Druckversagen:** Dieses Versagen wird hauptsächlich durch das Schubverhalten des Harzes sowie Imperfektionen, wie Abweichungen des Faserwinkels oder Fehlstellen, bestimmt
- **Faser-Zugversagen:** Dieser Versagensmodus ist typischerweise explosiv. Durch das Versagen wird eine große Energiemenge frei, was bei Strukturen, die die Last nicht umverteilen können, zu einem katastrophalen Versagen führt

Nach Puck [106] kann ein fortschreitendes Bruchgeschehen einigermaßen realistisch verfolgt werden, wenn folgende Voraussetzungen gegeben sind:

- eine schichtweise Spannungs- und Verzerrungsanalyse
- Bruchkriterien für die Einzelschichten der Laminate
- Degradationsmodelle zum Erfassen der Auswirkung von Teilbrüchen, die noch nicht zum Totalbruch des Laminats führen

- ein Prozedere, das die genannten Teilbereiche in eine sinnvolle Abfolge bringt, damit das sukzessive Bruchgeschehen wirklichkeitsnah simuliert wird

#### 4.4.1 Modellierung des elastischen Materialverhaltens

Die Berechnung des elastischen Materialverhaltens von FVK in der Crashberechnung ist in den gängigen Programmsystemen nahezu identisch [100]. Delamination wird in diesen Codes standardmäßig nicht berücksichtigt. Unidirektionale Faserverbundkunststoffe werden daher als transversal isotropes Material modelliert.

In dieser Arbeit erfolgt die Modellierung von FVK durch die FEM ausschließlich auf Basis von Schalenelementen. Grund dafür ist der geringere Rechenaufwand dieser Modellierungsart. Eine komplexe Modellierung von Strukturbauteilen treibt die Rechenzeiten eines Gesamtfahrzeugs schnell in die Höhe. Aus diesem Grund sind die Spannungszustände auf die zweidimensionalen Mittelflächen begrenzt. Querspannungen in Dickenrichtung der Elemente bleiben unberücksichtigt. Somit reduziert sich der Spannungstensor auf die Normalspannungen  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  sowie auf die Schubspannung  $\tau_{12}$ . Mit den oben genannten Annahmen vereinfacht sich das Elastizitätsgesetz der UD-Schicht für ein elastisches Materialverhalten aus Formel 4.3 zu:

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & 0 \\ C_{12} & C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix}}_{\text{Steifigkeitsmatrix}} \begin{bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (4.12)$$

Die einzelnen Elemente der Steifigkeitsmatrix sind wie folgt definiert:

$$\begin{aligned} C_{11} &= \frac{E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}}, & C_{22} &= \frac{E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ C_{12} &= \frac{\nu_{12}E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}}, & C_{66} &= G_{12} \end{aligned} \quad (4.13)$$

Im Fall der zweidimensionalen Betrachtung liegen keine Dehnungsänderungen in Dickenrichtung vor. Dadurch sind die Steifigkeiten in der Ebene reduziert.

### 4.4.2 Modellierung des Versagensverhaltens

Entscheidend bei der Modellierung des Versagensverhaltens von FVK, bei der sich die mathematische Wissenschaft mit der quantitativen Beschreibung physikalischer Ereignisse befasst, die ein Material bei Belastung erfährt, ist die Entwicklung von Rahmenbedingungen, die das Materialverhalten bereits bei der Entstehung des Schadens beschreiben.

Die größte Herausforderung bei der Entwicklung einer exakten und numerisch effizienten Methode zur Beschreibung des Schadenswachstums basiert auf der Analyse der Veränderung des Materials auf mikrostruktureller Ebene und die Rückschlüsse auf das makroskopische Werkstoffverhalten. In diesem Zusammenhang wurden unzählige Versagenskriterien, die das Versagensverhalten von FVK wiedergeben, veröffentlicht. Während einige der Theorien einen physikalischen Hintergrund haben, basieren andere Theorien nur auf mathematischen Ausdrücken.

Laut Definition tritt in jenem Moment Versagen ein, sobald eine skalare Funktion, das sogenannte Kriterium der Spannungs- bzw. Dehnungskomponente, sein Maximum erreicht. Die unterschiedlichen Versagensmechanismen aufgrund von Zug oder Druck werden bestimmt durch jene, die durch Normalspannungen in Faserrichtung  $\sigma_1$  und jene, die durch Normalspannungen senkrecht zur Faserrichtung  $\sigma_2$  sowie durch Schubspannungen  $\tau_{12}$  entstehen.

Die Unterscheidung der Versagenskriterien in dieser Arbeit erfolgt in pauschalisierende Versagenskriterien und versagensmodenbezogene Versagenskriterien:

- **pauschalisierende Versagenskriterien:** Diese Kriterien werden durch mathematische Ausdrücke, wie beispielsweise Polynome, beschrieben. Dabei wird nicht definiert, welcher Versagensmodus eintritt
- **versagensmodenbezogene Versagenskriterien:** Diese Kriterien zielen darauf ab, das physikalische Versagen zu beschreiben

#### Pauschalisierende Versagenskriterien:

Bei pauschalisierenden Versagenskriterien bildet sich der Versagenskörper aus den Grenzspannungen unter verschiedenen Spannungszuständen und stellt eine Grenzfläche im Spannungsraum dar. Resultierende Spannungszustände, welche sich innerhalb des Versagenskörpers befinden, führen zu keinem Versagen des Materials. Liegen sie allerdings außerhalb, so tritt ein Versagen des Materials auf. Die meisten nicht physikalisch begründeten Kriterien werden mit Hilfe von Polynomen, meist zweiter Ordnung, beschrieben.

$$f = F_{11}\sigma_a^2 + F_{22}\sigma_b^2 + F_{66}\tau_{ab}^2 + 2F_{12}\sigma_a\sigma_b + F_1\sigma_a + F_2\sigma_b + F_6\tau_{ab} \quad (4.14)$$

Die Koeffizienten  $F_{ij}$  sind dabei abhängig von dem jeweiligen Kriterium. Mit diesen Versagenskriterien ist eine Unterscheidung zwischen den einzelnen Versagensmoden nicht möglich [101].

#### *Tsai-Hill-Kriterium*

Das Tsai-Hill-Kriterium [129] basiert auf Hill's anisotropem Versagenskriterium für Metalle, das auf das Fließkriterium nach von Mises zurückzuführen ist. Nach Tsai-Hill sind die Koeffizienten  $F_{ij}$  wie folgt definiert:

$$\begin{aligned} F_{11} &= \frac{1}{X^2}, & F_{22} &= \frac{1}{Y^2}, & F_{12} &= -\frac{1}{2X^2}, \\ F_{66} &= \frac{1}{S_{12}^2}, & F_1 &= 0, & F_2 &= 0, & F_6 &= 0 \end{aligned} \quad (4.15)$$

Die einzusetzenden Festigkeitsgrößen sind vom vorliegenden Belastungszustand abhängig. Für eine Zugbelastung entsprechen  $X$  und  $Y$  den Zugfestigkeiten des Materials in Faserrichtung  $X_t$ , bzw. senkrecht  $Y_t$  dazu. Entsprechend sind bei einer Druckbelastung die Druckfestigkeiten  $X_c$  und  $Y_c$  zu verwenden.

#### *Tsai-Wu-Kriterium*

Das Tsai-Wu-Kriterium ist eine Weiterentwicklung des Tsai-Hill-Kriteriums. Nach Tsai-Wu sind die Koeffizienten  $F_{ij}$  wie folgt definiert:

$$\begin{aligned} F_{11} &= \frac{1}{X_t X_c}, & F_{22} &= \frac{1}{Y_t Y_c}, & F_{12} &= \frac{F_{12}^*}{\sqrt{X_t X_c Y_t Y_c}}, \\ F_{66} &= \frac{1}{S_{12}^2}, & F_1 &= \frac{1}{X_t} - \frac{1}{X_c}, & F_2 &= \frac{1}{Y_t} - \frac{1}{Y_c}, & F_6 &= 0 \end{aligned} \quad (4.16)$$

Der Koeffizient  $F_{12}^*$  kann im Bereich von  $-1 < F_{12}^* < 1$  auf experimentelle Ergebnisse angepasst werden. Das Tsai-Wu-Kriterium lässt zwischen fast allen Spannungen „Interaktionen“ zu. Formal werden alle Spannungen vollkommen gleich behandelt, was allerdings zu einigen Interaktionen führt, die nach Puck [106] recht fragwürdig erscheinen. Über die tatsächliche Bruchart kann keine Aussage getroffen werden. Es ist nur möglich, bis zum ersten Auftreten von Versagen zu rechnen.

#### **Versagensmodenbezogene Versagenskriterien:**

Im Gegensatz zu den pauschalisierenden Versagenskriterien erlauben versagensmodenbezogene Versagenskriterien eine Unterscheidung der einzelnen Versagensmoden. Daraus resultiert ein nicht immer weicher Übergang der Versagensflächen, der meist mit einem Wechsel des Versagensmodus einhergeht.

*Kriterium der maximalen Spannung*

Das Kriterium der maximalen Spannung stellt das einfachste versagensmodenbezogene Versagenskriterium dar. Es beschreibt das Verhältnis zwischen den auftretenden Belastungen und den Festigkeiten. Prinzipiell lassen sich mit diesem Kriterium fünf Belastungsfälle unterscheiden:

- Faserversagen durch Zug  $X_t$
- Faserversagen durch Druck  $X_c$
- Matrixversagen durch Zug  $Y_t$
- Matrixversagen durch Druck  $Y_c$
- Matrix-Schubversagen  $S_L$

Überschreitet die aufgebrauchte Spannung die Festigkeit, tritt Versagen ein:

$$\sigma_{11} \geq X_t, \quad |\sigma_{11}| \geq X_c, \quad \sigma_{22} \geq Y_t, \quad |\sigma_{22}| \geq Y_c, \quad \tau_{12} \geq S_L \quad (4.17)$$

Aus den dargestellten Formeln ist zu erkennen, dass mehrachsige Spannungszustände unberücksichtigt bleiben.

*Hashin-Kriterium*

Die Annahme von Hashin beruht darauf, dass bei FVK anders als bei Metallen verschiedene Arten von Versagen auftreten. Auf Basis der Festigkeitshypothese für isotrope Werkstoffe von Mohr formulierte Hashin sowohl für Faserbruch als auch für Zwischenfaserbruch eine Bruchhypothese für den Sprödbbruch. Nach dieser Hypothese entsteht das Versagen in der Versagensebene aufgrund der einwirkenden Normal- und Schubspannungen in der betreffenden Bruchebene [106]. Unter der Voraussetzung eines zweidimensionalen Spannungszustandes ergeben sich folgende Versagenskriterien [62]:

Zug in Faserrichtung,  $\sigma_{11} \geq 0$ :

$$1 \geq \left( \frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_L} \right)^2 \quad (4.18)$$

Druck in Faserrichtung,  $\sigma_{11} < 0$ :

$$1 \geq \left( \frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 \quad (4.19)$$



Zug quer zur Faserrichtung,  $\sigma_{22} \geq 0$ :

$$1 \geq \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_t} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_L} \right)^2 \quad (4.20)$$

Druck quer zur Faserrichtung,  $\sigma_{22} < 0$ :

$$1 \geq \left[ \left( \frac{Y_c}{2S_L} \right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_{22}}{Y_c} + \left( \frac{\sigma_{22}}{2S_L} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_L} \right)^2 \quad (4.21)$$

### *Chang-Chang-Kriterium*

Das Chang-Chang-Kriterium ist eine Weiterentwicklung des Hashin-Kriteriums. Es beinhaltet ein Versagenskriterium für Faserbruch nach Yamada und Sun [138], das In-Situ-Effekte der Schubfestigkeit in der Ebene beinhaltet [98]:

$$1 \geq \left( \frac{\sigma_{11}}{X} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{is}} \right)^2 \quad (4.22)$$

Des Weiteren berücksichtigt es die Untersuchungen von Chang [30], die ein nicht-lineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten in folgender Form beschreiben:

$$\gamma_{12} = \left( \frac{1}{G_{12}} \right) \sigma_{12} + \alpha \tau_{12}^3 \quad (4.23)$$

Unter den oben genannten Annahmen lässt sich das Chang-Chang-Kriterium wie folgt definieren:

Matrixbruch:

$$1 = \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_t} \right)^2 + \frac{\tau_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha \tau_{12}^4 + \frac{S_{is}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha S_{is}^4 \quad (4.24)$$

Faser-Matrix und /oder Faserbruch:

$$1 = \left( \frac{\sigma_{11}}{X} \right)^2 + \frac{\tau_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha \tau_{12}^4 + \frac{S_{is}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha S_{is}^4 \quad (4.25)$$

Die beschriebenen Kriterien sind ausschließlich für Zugbelastungen gültig. Es wird zudem angenommen, dass der Faserbruch und das Faser-Matrix-Abscheren nach dem gleichen Kriterium bestimmt wird [98].

*Puck-Kriterium*

Puck [106] beschreibt in seiner Arbeit ein auf Wirkebenen bezogenes Matrixversagen, das sogenannte Zwischenfaserbruchkriterium. Die Zwischenfaserbruch-Bedingung basiert auf der Anwendung der Mohr'schen Festigkeitshypothese. Diese besagt, dass die Bruchgrenze eines (sprödbrechenden) Materials durch die auf der Bruchebene wirkenden Spannungen  $\sigma$  und  $\tau$  bestimmt wird [48]. Wird dieser Ansatz auf transversal isotrope UD-Faserverbundwerkstoffe übertragen, erhält man für den Zwischenfaserbruch folgende Hypothese:

Der Zwischenfaserbruch wird durch die auf der Bruchebene wirkende Querspannung  $\sigma_n$  und die beiden Schubspannungen  $\tau_{nt}$  und  $\tau_{nl}$  bestimmt [48]. Demzufolge würde eine Zugspannung die Bruchentstehung unterstützen, wohingegen eine Druckspannung die Bruchentstehung erschweren würde.

Verglichen mit den nicht physikalisch begründeten Versagenskriterien nach Tsai-Wu- bzw. Tsai-Hill, bei denen die Versagenskurve eine Ellipsenform in der  $\sigma_2$ - $\tau_{21}$ -Ebene einnimmt, zeigt die Versagenskurve nach Puck starke Abweichungen der Ellipsenform.

Nach Puck ergeben sich in Abhängigkeit von der Beanspruchung des Laminats drei verschiedene Moden von Zwischenfaserbrüchen (vgl. Abbildung 4.7).

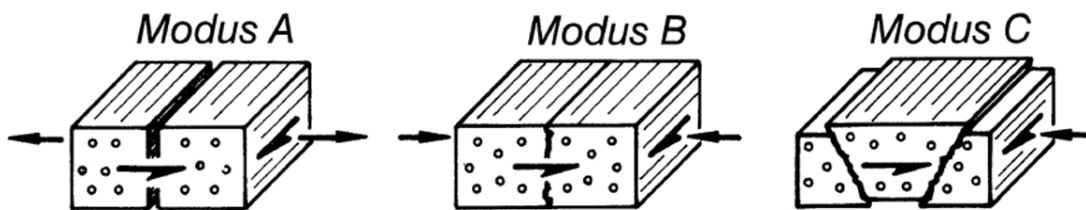


Abbildung 4.7: Versagensmoden Zwischenfaserbruch nach Puck [106]

Durch die Betrachtung des ebenen Spannungszustandes definierte Puck durch Einführung einer „Parameterkopplung“ eine analytische Lösung für den Bruchwinkel [48]:

$$\cos f_p = \sqrt{\frac{1}{2(1 + p_{\perp\perp}^c)} \left[ \left( \frac{R_{\perp\perp}^A}{R_{\perp\parallel}} \right)^2 \left( \frac{\tau_{21}}{\sigma_2} \right)^2 + 1 \right]} \quad (4.26)$$

Wie aus der Gleichung hervorgeht, hat die Spannung  $\sigma_1$  keinen Einfluss auf den Bruchwinkel. Die Versagensmoden A, B und C werden durch folgende Formeln beschrieben [48]:

Für Modus A ( $\sigma_2 \geq 0$ ):

$$f_E = \frac{1}{R_{\perp\parallel}} \left( \sqrt{\left( \frac{R_{\perp\parallel}}{R_{\perp}^t} - p_{\perp\parallel}^t \right)^2 \sigma_2^2 + \tau_{21}^2 + p_{\perp\parallel}^t \sigma_2} \right) \quad (4.27)$$

Für Modus B:

$$f_E = \frac{1}{R_{\perp\parallel}} \left( \sqrt{\tau_{21}^2 + (p_{\perp\parallel}^c \sigma_2)^2} + p_{\perp\parallel}^c \sigma_2 \right) \quad (4.28)$$

Für Modus C:

$$f_E = \frac{\tau_{21}^2}{4 \left( R_{\perp\parallel} + p_{\perp\parallel}^c R_{\perp\perp}^A \right)^2 (-\sigma_2)} + \frac{(-\sigma_2)}{R_{\perp}^c} \quad (4.29)$$

Die Parameter  $p_{\perp\parallel}^t$  und  $p_{\perp\parallel}^c$  sind die sogenannten Neigungsparameter.  $f_E$  bezeichnet die Anstrengung und ist definitionsgemäß das Verhältnis der Länge des Vektors der auftretenden Spannungen  $\{\sigma\}$  zur Länge des Vektors  $\{\sigma\}_{fr}$  der zum Bruch führenden Spannungen [48].

### 4.4.3 Schädigungsmechanik von FVK

Das Schädigungsverhalten und damit das Bruchgeschehen von Faserverbundlaminaten wird zu einem großen Anteil durch den stofflichen und geometrischen Aufbau der Einzelschichten sowie des Laminats definiert. Maximale Festigkeiten lassen sich durch gestreckte Fasern im Laminat erzielen [106].

Prinzipiell lässt sich das Versagensverhalten von Laminaten in zwei grundlegende Bereiche aufteilen:

- Versagen innerhalb der Laminebene (intralaminare Versagen)
- Auftrennen der Einzelschichten (interlaminare Versagen)

Das Versagensverhalten in dieser Arbeit wird ausschließlich anhand eines ebenen Spannungszustandes in der FEM beschrieben. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle nicht näher auf das interlaminare Versagen eingegangen.

Puck [106] unterscheidet das intralaminare Versagen in Faserbruch und Zwischenfaserbruch (Matrixversagen). Sowohl das Brechen der Fasern als auch das Versagen der Matrix führt auf mikro- und makromechanischer Ebene zu einer irreversiblen Energieumsetzung. Das Spannungs-Dehnungsverhalten von Glasfasern wie auch von Kohlenstofffasern ist linear, ideal elastisch [115]. Lamine, deren Versagensverhalten von den Fasern dominiert wird, besitzen aufgrund der mangelnden Duktilität der Fasern kein plastisches Verformungsvermögen. Demzufolge ist auch nur ein minimaler Nachversagensbereich vorhanden.

Die numerische Beschreibung der Energieabsorption von Faserverbundstrukturen setzt die Abbildung des Nachbruchverhaltens voraus [84]. Die oben vorgestellten Kriterien nach Chang-Chang bzw. Tsai-Wu wurden in FE-Codes implementiert. Das Nachbruchverhalten wurde insofern erweitert, dass nach Erreichen der maximalen Festigkeiten diese auf ein definiertes Niveau reduziert bzw. bis zu einer vorgegebenen Versagensdehnung konstant gehalten werden kann. Dieser Ansatz kann jedoch nicht als realitätsnah angesehen werden, da das tatsächliche Nachbruchverhalten völlig unberücksichtigt bleibt [101].

Um den Nachbruchbereich in der Numerik abbilden zu können, bedarf es sogenannter Degradationsmodelle. Modelle, die den Nachbruchbereich beschreiben, beruhen meist auf den Ansätzen von Kachanov [69], und basieren auf der Annahme, dass alle Materialien bereits im Ausgangszustand Defekte wie Mikrorisse bzw. Poren aufweisen. Das Aufbringen von Belastungen führt dazu, dass sich diese Defekte verbinden oder weitere entstehen. Dies wiederum führt zu einer Reduzierung der Festigkeit und Steifigkeit des Materials, bis es final zu einem vollständigen Versagen kommt.

Der Ansatz von Maier [84] beschreibt das Nachbruchverhalten durch einen Algorithmus, der die Steifigkeit nach dem Erreichen der maximalen Festigkeit degradiert. Die reduzierte Steifigkeit wird durch folgende Gleichung beschrieben:

$$E_d = E_0(1 - d) \tag{4.30}$$

Zwei unabhängige Schädigungstensoren gewährleisten die Berücksichtigung einer Lastumkehr. Im Falle einer vollständigen Schädigung unter Zug ist bei Lastumkehr die Belastung auf Druck weiterhin möglich.

Sowohl das Modell nach Pinho [101] als auch das Modell nach Camanho [86] beschreiben das Nachbruchverhalten von Faserverbundkunststoffen. Wie zuvor bei Maier [84] wird die Abminderung im Fortgang einer Schädigung durch Schadensparameter beschrieben. Eine detaillierte Beschreibung ist in Kapitel 4.5.2.1 und 4.5.2.2 gegeben. Das Nachbruchverhalten wird bei beiden Modellen durch sogenannte Bruchenergien bestimmt. Diese Energien können über experimentelle Untersuchungen (vgl. Kapitel 5.3.3 und 5.3.4) ermittelt werden. In der FEM erfolgt der Bezug auf eine Bruchfläche der Elemente.

## 4.5 Modellierung des Werkstoffverhaltens von FVK in der FEM

Der Ansatz der FEM basiert auf der Aufteilung des zu beschreibenden Kontinuums in eine endliche (finite) Anzahl von Bereichen (Elemente). Diese Aufteilung kann durch 1D-, 2D- oder 3D-Elemente erfolgen. Die mit Hilfe der FEM berechneten Verschiebungen der Elemente führen zu Spannungen im Material, die durch Materialmodelle beschrieben werden.

Die Crashanalyse von Automobilstrukturen mit Hilfe der FEM ist ein effektives Werkzeug zur Realisierung der Vordimensionierung einzelner Komponenten. Dadurch lassen sich kostenintensive experimentelle Untersuchungen in einer frühen Entwicklungsphase von Bauteilen reduzieren [92].

Ein wesentlicher Bestandteil dieser Crashanalysen ist die realitätsnahe Abbildung des Versagensverhaltens von Strukturbauteilen unter diversen Belastungszuständen. Dies setzt Materialmodelle voraus, die das physikalische Materialverhalten möglichst realitätsnah beschreiben. Die Modellierung von Metallen in der FEM ist heute Stand der Technik.

Aufgrund des komplexen Versagensverhaltens und der Modellierung des Verhaltens außerhalb des elastischen Bereichs stellt eine realitätsnahe Abbildung von FVK in der FEM unter Crashbelastung eine große Herausforderung dar. Entscheidend für eine korrekte Beschreibung der Materialcharakteristiken sind Versagenskriterien, die die spezifischen Spannungszustände, die zu einem Versagen des Materials führen, abbilden können [100]. Eine der größten Herausforderungen stellt dabei die Beschreibung des post-kritischen Verhaltens von FVK-Strukturen dar [92]. Gleichzeitig muss eine Modellierung gewährleistet sein, die auch in Serienberechnungen eines Gesamtfahrzeuges eingesetzt werden kann. Zu komplexe Materialmodelle treiben die Rechenzeiten in die Höhe und machen somit eine Simulation unwirtschaftlich.

Im Folgenden sollen mögliche Modellierungsansätze von FVK kurz diskutiert werden. Prinzipiell können die einzelnen Schichten durch Schalenelemente bzw. Volumenelemente sogenannte Solidelemente dargestellt werden. Schalenelemente sind zweidimensionale Gebilde und somit auf die Darstellung in der Ebene begrenzt. Dies hat zur Folge, dass Spannungen in Dickenrichtung unberücksichtigt bleiben. Solidelemente sind dreidimensionale Gebilde, die die Spannungskomponente in Dickenrichtung berücksichtigen. Die Modellierung von Solidelementen und der Rechenaufwand ist deutlich höher im Vergleich zu Schalenelementen. Soll für das FVK-Bauteil Delamination berücksichtigt werden, können sogenannte Sublamine

(Stacked Shell) erzeugt werden, die durch Solidelemente miteinander verbunden sind. Dies führt jedoch zu einem enormen Anstieg der Rechendauer.

In den folgenden Kapiteln wird auf Materialmodelle zur Beschreibung des Versagensverhaltens von FVK eingegangen.

### 4.5.1 Aktuell implementierte Materialmodelle in LS-DYNA

Wegen ihrer ausgezeichneten in-plane Eigenschaften werden Faserverbundkunststoffe meist als Flächentragwerke eingesetzt. Diese Werkstoffklasse kann in LS-DYNA durch die folgenden Materialmodelle für Schalenelemente beschrieben werden [91]:

- \*MAT\_054, MAT\_ENHANCED\_COMPOSITE\_DAMAGE
- \*MAT\_058, MAT\_LAMINATED\_COMPOSITE\_FABRIC

In Kapitel 2 konnte bereits in den Arbeiten von Holzapfel [64], [65], Maier [84] und Xiao [137] gezeigt werden, dass bei entsprechender Anpassung der numerischen Parameter eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment erzielt werden kann. Gleichzeitig haben diese Untersuchungen dazu geführt, dass die Modelle kontinuierlich weiterentwickelt worden sind. Somit besitzen sie einen sehr hohen Reifegrad, was sich positiv auf die numerische Stabilität auswirkt. Aus diesem Grund werden diese beiden Modelle für die Untersuchungen verwendet. Gleichzeitig haben die Untersuchungen aber auch die Schwachstellen der implementierten Modelle aufgezeigt, auf die im Anschluss dieses Kapitels näher eingegangen wird. Daraus ergeben sich wiederum die Anforderungen an zukünftige bzw. neue Materialmodelle.

#### 4.5.1.1 MAT\_ENHANCED\_COMPOSITE\_DAMAGE (\*MAT\_054)

\*MAT\_054 wurde speziell für die Anwendung von orthotropen Materialien wie unidirektional flächige Verbundkunststoffe (Gelege) entwickelt, nicht aber für Gewirke wie Gewebe oder Geflechte [54].

Bei \*MAT\_054 handelt es sich um ein nicht-lineares anisotropes Werkstoffgesetz, das dem in Kapitel 4.3 beschriebenen elasto-plastischen Verhalten entspricht. Das Versagensverhalten in \*MAT\_054 basiert auf der Theorie nach Chang-Chang und ist wie folgt implementiert (Gl. 4.31 - 4.34) [82]:

Zug in Faserrichtung,  $\sigma_{11} \geq 0$ :

$$e_f^2 = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \beta \left(\frac{\tau_{12}}{S_L}\right) - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & \text{versagt} \\ < 0 & \text{elastisch} \end{cases} \quad (4.31)$$

Druck in Faserrichtung,  $\sigma_{11} < 0$ :

$$e_c^2 = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & \text{versagt} \\ < 0 & \text{elastisch} \end{cases} \quad (4.32)$$

Zug quer zur Faserrichtung,  $\sigma_{22} \geq 0$ :

$$e_m^2 = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_L}\right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & \text{versagt} \\ < 0 & \text{elastisch} \end{cases} \quad (4.33)$$

Druck quer zur Faserrichtung,  $\sigma_{22} < 0$ :

$$e_d^2 = \left[ \left(\frac{Y_c}{2S_L}\right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_{22}}{Y_c} + \left(\frac{\sigma_{22}}{2S_L}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_L}\right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & \text{versagt} \\ < 0 & \text{elastisch} \end{cases} \quad (4.34)$$

Über den Faktor  $\beta$  lässt sich der Einfluss der Schubspannung bestimmen. Für  $\beta = 0$  erhält man das Kriterium der maximalen Spannung.

Durch zusätzliche Parameter ist es möglich, Schädigung bzw. Vorschädigung zu modellieren [92]. Eine Übersicht der Parameter ist in den Tabellen 4.3 und 4.4 gegeben.

DFAILT	maximale Dehnung für Zug in Faserrichtung
DFAILC	maximale Dehnung für Druck in Faserrichtung
DFAILM	maximale Dehnung der Matrix (Zug und Druck)
DFAILS	maximale Schubdehnung
EFS	effektive Versagensdehnung

Tabelle 4.3: Dehnungsbegrenzende Parameter von \*MAT\_054 [82]

ALPH	Nicht-linearer Parameter für die Schubspannung (vgl. Gl. 4.25)
FBRT	Entfestigungsfaktor der Zugfestigkeit
YCFAC	Reduktionsfaktor der Druckfestigkeit der Faser nach Matrixversagen
TFAIL	Zeitschrittgröße, die zur Löschung der kritischen Elemente führt
SOFT	Entfestigungsfaktor der Materialfestigkeit an der Crashfront

Tabelle 4.4: Zusätzliche Entfestigungs-/Schadensparameter von \*MAT\_054 [117], [85]

Die Versagenskriterien in \*MAT\_054 sind spannungsbezogen. Durch die in Tabelle 4.3 vorge-

stellten Parameter besteht die Möglichkeit, die Dehnung zu begrenzen. Nachdem die Matrix beschädigt wurde, kann die Zugfestigkeit sowie die Druckfestigkeit der Faser über die Faktoren FBRT bzw. YCFAC reduziert werden. Durch den Parameter TFAIL kann ein minimaler Zeitschritt gesetzt werden, bei dem das entsprechende Element gelöscht wird.

Mit Hilfe des SOFT-Parameters kann die Festigkeit der unmittelbar vor der Crashfront liegenden Elemente reduziert werden. Dies ermöglicht die Simulation eines kontrollierten Crashprozesses und eine stabile Crashfront entsteht durch die künstliche Vorschädigung des Materials [116].

#### 4.5.1.2 MAT\_LAMINATED\_COMPOSITE\_FABRIC (\*MAT\_058)

\*MAT\_058 erlaubt die Modellierung einzelner UD-Schichten, vollständiger Lamine sowie von Geweben [85]. Die Formulierung des Materialmodells basiert auf einem ebenen Spannungszustand und findet aus diesem Grund ausschließlich Anwendung bei Schalenelementen.

Basierend auf der Arbeit von Hashin [62] entwickelte Matzenmiller [90] ein grundlegendes Modell zur Beschreibung des elastisch-spröden Verhaltens von FVK, das in Form von \*MAT\_058 in LS-DYNA implementiert wurde.

Wie zuvor bei \*MAT\_054 handelt es sich auch bei \*MAT\_058 um ein nicht-lineares anisotropes Werkstoffgesetz. Es wird angenommen, dass mit zunehmender Verformung Mikrorisse im Material entstehen, was wiederum zu einer Reduzierung der Steifigkeit führt noch bevor die maximale Festigkeit erreicht wird. Es wird auch als „elastic damage“ Modell bezeichnet [91] und entspricht dem in Kapitel 4.3 beschriebenen elasto-schädigenden Verhalten.

Die Versagenskriterien von \*MAT\_058 sind wie folgt definiert [90]:

Zug in Faserrichtung,  $\hat{\sigma}_{11} \geq 0$ :

$$e_f^2 = \left( \frac{\hat{\sigma}_{11}}{X_t} \right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & \text{versagt} \\ < 0 & \text{elastisch} \end{cases} \quad (4.35)$$

Druck in Faserrichtung,  $\hat{\sigma}_{11} < 0$ :

$$e_c^2 = \left( \frac{\hat{\sigma}_{11}}{X_c} \right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & \text{versagt} \\ < 0 & \text{elastisch} \end{cases} \quad (4.36)$$



Zug quer zur Faserrichtung,  $\hat{\sigma}_{22} \geq 0$ :

$$e_m^2 = \left( \frac{\hat{\sigma}_{22}}{Y_t} \right)^2 + \left( \frac{\hat{\tau}_{12}}{S_L} \right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & \text{versagt} \\ < 0 & \text{elastisch} \end{cases} \quad (4.37)$$

Druck quer zur Faserrichtung,  $\hat{\sigma}_{22} < 0$ :

$$e_d^2 = \left( \frac{\hat{\sigma}_{22}}{Y_c} \right)^2 + \left( \frac{\hat{\tau}_{12}}{S_L} \right)^2 - 1 \quad \begin{cases} \geq 0 & \text{versagt} \\ < 0 & \text{elastisch} \end{cases} \quad (4.38)$$

Matzenmiller [90] unterscheidet bei der Schubfestigkeit nicht zwischen longitudinaler und transversaler Richtung:

$$S_L = S_{12} = S_T \quad (4.39)$$

Die Spannungen, die in den Gleichungen 4.35 - 4.38 angegeben sind, sind nominale Spannungen. Da nur die ungeschädigten Bereiche der Querschnittsfläche die anliegenden Lasten aufnehmen können, schlussfolgert Matzenmiller, dass die eben beschriebenen Fehlerkriterien eher als Lastkriterien zu interpretieren sind. Daraus folgt, dass die effektiven Spannungen, bezogen auf die lasttragende Querschnittsfläche, angewendet werden. Der Zusammenhang zwischen den effektiven Spannungen ( $\hat{\sigma}$ ) und den (wahren) Spannungen ( $\sigma$ ) ist mit Hilfe des Schadensoperators M wie folgt definiert [117]:

$$\hat{\sigma} = M\sigma$$

$$\hat{\sigma} = \begin{bmatrix} \hat{\sigma}_{11} \\ \hat{\sigma}_{22} \\ \hat{\tau}_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{1-\omega_{11}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1-\omega_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1-\omega_{12}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \hat{\tau}_{12} \end{bmatrix} \quad (4.40)$$

Die Schadensparameter  $\omega_{11}$  und  $\omega_{22}$  in Gleichung 4.40 sind im Gegensatz zu  $\omega_{12}$  von der Belastungsrichtung abhängig ( $\omega_{11t} \neq \omega_{11c}$ ;  $\omega_{22t} \neq \omega_{22c}$ ).

$$\omega_i = 1 - \frac{SLIM \text{ strength}}{E \epsilon} \quad (4.41)$$

\*MAT\_058 kann in Abhängigkeit seiner Versagensfläche in drei verschiedene Materialmodelle aufgeteilt werden. \*MAT\_058a hat eine vielseitige Versagensfläche. Es ist ein sogenanntes elastisches Versagensmodell. Mikrorisse werden durch Verformungen in das Material eingeleitet. Dies führt zu einer Steifigkeitsdegradation mit geringer permanenter Verformung [117]. Um das Versagensverhalten von Composite Werkstoffen beschreiben zu können, bei denen

das Versagensverhalten in 11- und 22-Richtung nahezu identisch ist, wie z.B. bei Geweben, wird das \*MAT\_058b mit einer weichen Versagensfläche verwendet. Bei \*MAT\_058c sind alle Versagenskriterien unabhängig voneinander. Daraus resultiert ein harter Übergang der Versagensflächen. Aus diesem Grund werden sie auch als „non smooth failure surface“ bezeichnet. Die Normalspannungen sind von den Schubspannungen entkoppelt. Im Folgenden wird auf das in dieser Arbeit angewendete Materialmodell \*MAT\_058c eingegangen. Die Versagenskriterien sind wie folgt definiert [117]:

$$f_{\parallel} = \frac{\sigma_{11}^2}{(1 - \omega_{11c,t})^2 X_{c,t}^2} - r_{\parallel c,t} = 0 \quad (4.42)$$

$$f_{\perp} = \frac{\sigma_{22}^2}{(1 - \omega_{22c,t})^2 Y_{c,t}^2} - r_{\perp c,t} = 0 \quad (4.43)$$

$$f_S = \frac{\tau^2}{(1 - \omega_{12})^2 S_L^2} - r_s = 0 \quad (4.44)$$

Der Grenzwert des elastischen Verhaltens wird durch den Parameter  $r$  definiert.

Über die zusätzlichen Parameter SLIMx werden die Spannungen nach Erreichen der jeweiligen Festigkeitsgrenzen bestimmt [85]. Es besteht folgender Zusammenhang:

$$\sigma_{max} = SLIMx \ strength \quad (4.45)$$

Mit „strength“ ist die jeweilige Festigkeitsgrenze gemeint. Des Weiteren stehen bei \*MAT\_058 zusätzliche Parameter, die für die Erosion der Elemente verantwortlich sind, zur Verfügung. Der Parameter TSIZE begrenzt wie schon zuvor bei \*MAT\_054 einen minimalen Zeitschritt, ab dem einzelne Elemente gelöscht werden. Über ERODS wird eine maximale effektive Dehnung, die zum Versagen des Integrationspunktes führt, festgelegt. Im Gegensatz zu \*MAT\_054 ist bei \*MAT\_058 eine nicht-lineare Beziehung zwischen Schubspannung und Schubdehnung implementiert. Der Verlauf wird durch die in Abbildung 4.8 dargestellten Wertepaare definiert.

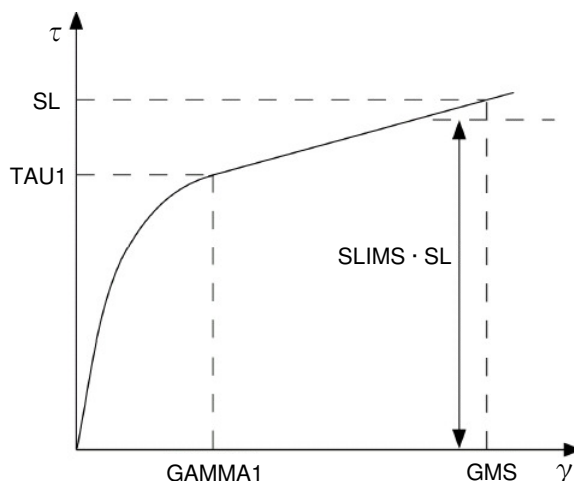


Abbildung 4.8: Spannungs-Dehnungs-Diagramm für Schub [82]

#### 4.5.1.3 Grenzen der aktuell implementierten Materialmodelle

Die in Kapitel 4.5.1.1 und 4.5.1.2 vorgestellten Materialmodelle \*MAT\_054 und \*MAT\_058 unterscheiden zwischen den grundlegenden Versagensarten faserverstärkter Kunststoffe: Zug in Faserrichtung, Zug in Matrixrichtung, Druck in Faserrichtung, Druck in Matrixrichtung und Schubversagen. Sowohl das auf dem Chang-Chang-Kriterium basierende Materialmodell \*MAT\_054 als auch das auf Hashin aufbauende Materialmodell \*MAT\_058 verwenden direkt die Spannungskomponenten aus dem Material-Koordinatensystem [60]. Während \*MAT\_054 keine Degradierung des Laminats nach Erreichen der maximalen Festigkeit zulässt, ist dies bei \*MAT\_058 möglich. Diese Degradation erfolgt jedoch ausschließlich durch einen numerischen Parameter, was eine Begründung durch die Physik nicht möglich macht.

Sowohl bei \*MAT\_054 als auch bei \*MAT\_058 wird ein Elementversagen allein durch numerische Parameter bestimmt. Eine Erosion ist entweder durch Begrenzen der Dehnung oder durch die Vorgabe eines minimalen Zeitschritts möglich. Beide Versagensmöglichkeiten sind nur schwer mit einem physikalischen Hintergrund zu begründen. Zudem ist eine kosten- und zeitintensive Anpassung der Parameter anhand experimenteller Ergebnisse notwendig, um eine ausreichend validierte Materialkarte zu erhalten.

Die Arbeiten von Feraboli [54] und Schweizerhof [116], [117] lassen auf eine Elementgrößenabhängigkeit beider Materialmodelle schließen. Bei Gesamtfahrzeugsimulationen wie auch bei Komponentensimulationen ist eine solche Elementgrößenabhängigkeit unerwünscht.

Zur Beschreibung des Materialverhaltens moderat dünner Laminats ist eine zweidimensionale Betrachtungsweise ausreichend. Dadurch lässt sich das Verhalten in Dickenrichtung vernach-

lässigen. Ab einer bestimmten Laminatdicke ist diese Annahme jedoch nicht mehr zulässig. Sowohl bei \*MAT\_054 als auch bei \*MAT\_058 basiert das Versagen des Laminats auf einem ebenen Spannungszustand. Somit wird kein Versagen in Dickenrichtung berücksichtigt.

Bei Impaktbelastungen im Automobilbau spielt das Entlastungsverhalten eine wichtige Rolle, da die belasteten Bauteile auch Einfluss auf andere Strukturen haben [92]. Abbildung 4.9 zeigt das Entlastungsverhalten der beiden Materialmodelle. Es kann festgestellt werden, dass \*MAT\_054 keine Degradation der Steifigkeit berücksichtigt, nachdem eine Schädigung im Laminat stattgefunden hat. Eine bleibende Verformung wird jedoch erfasst. Im Gegensatz dazu geht die Kurve bei \*MAT\_058 im Falle einer Entlastung zum Ursprung zurück, so dass keine Deformation zurückbleibt. Beide Kurven beschreiben nicht das reale Entlastungsverhalten von FVK bei einem post-kritischen Spannungszustand [92].

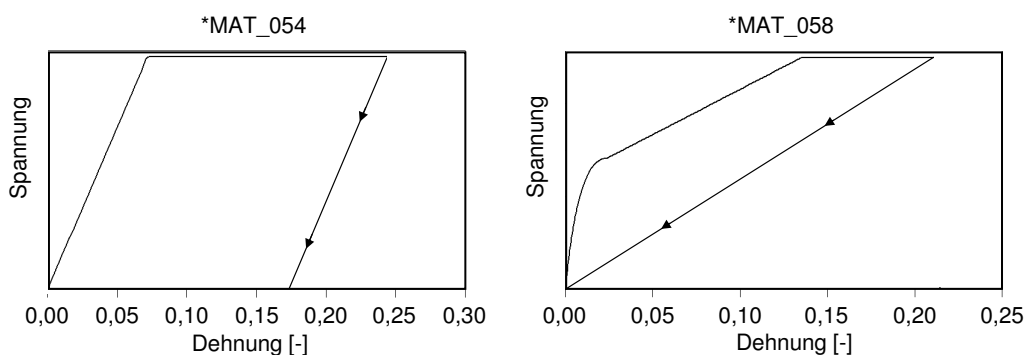


Abbildung 4.9: Entlastungsverhalten \*MAT\_054 (links) und \*MAT\_058 (rechts) [92]

Da sowohl \*MAT\_054 als auch \*MAT\_058 durch numerische Parameter angepasst werden müssen, ist eine realitätsnahe Abbildung verschiedener Lastfälle äußerst komplex. Stehen ausreichend experimentelle Ergebnisse zur Verfügung, muss meist ein Kompromiss getroffen werden. Die Anpassung auf einen bestimmten Lastfall führt für einen zweiten Lastfall, der von anderen Versagensmechanismen dominiert wird, zu starken Abweichungen zwischen Experiment und Simulation [65].

Die Beschreibung des in der Physik begründeten elasto-plastischen Schubverhaltens von FVK ist durch \*MAT\_054 nicht gegeben. Stattdessen folgt das Schubversagen einem ideal-plastischen Verhalten.

#### 4.5.1.4 Anforderungen an neue Materialmodelle

Die in Kapitel 4.5.1.3 dargelegten Grenzen der Materialmodelle \*MAT\_054 und \*MAT\_058 lassen Rückschlüsse auf die Anforderungen an neue Materialmodelle zu. Im Folgenden werden

diese Anforderungen stichpunktartig aufgeführt:

- Berücksichtigung des Spannungszustandes in einer angenommenen oder iterativ bestimmten Bruchebene
- Realistische, durch die Physik begründete Degradation des Laminats nach dem Erreichen der maximalen Festigkeit
- Allgemeingültigkeit der Parameter, d. h. keine Anpassung des Versagens durch numerische Parameter auf spezielle Lastfälle
- Erforderliche Parameter der Materialkarte werden aus experimentellen Untersuchungen übernommen
- Unabhängigkeit der Elementgrößen
- 3D-Versagenskriterien
- Realistische Abbildung des Entlastungsverhaltens nach Vorschädigung im Laminat
- Realistische Beschreibung des elasto-plastischen Schubverhaltens

Um eine effektive Simulation von FVK zu erzielen, die auch in der Gesamtfahrzeugsimulation effizient eingesetzt werden kann, muss folgende Voraussetzung erfüllt sein:

Der Berechnungsingenieur muss auf ein Materialmodell zurückgreifen können, das unabhängig der Elementgröße und des Belastungszustandes in einer angemessenen Zeit Ergebnisse liefert.

#### **4.5.2 Neue Materialmodelle (UMAT's) zur Beschreibung des post-kritischen Verhaltens nach Pinho und Camanho**

Bereits Hashin [62] bewies die Notwendigkeit von Versagenskriterien, die auf Versagensmoden im Laminat basieren. Zahlreiche Studien haben jedoch gezeigt, dass die Spannungsinteraktionen von Hashin nicht immer mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmen. So ist heute beispielsweise bekannt, dass eine moderate Druckbelastung quer zur Faserrichtung die Schubfestigkeit einer Schicht erhöht, die von Hashin nicht berücksichtigt wird. Zudem berücksichtigt Hashins Kriterium für Faserdruck keine Effekte der Schubspannung in der Ebene, die die effektive Schubfestigkeit der Schicht signifikant reduziert [36].

Die im Rahmen des NASA Langley Research Centers (LaRC-Projekts) analysierten Versagenskriterien haben zu einer guten Übereinstimmung mit den Experimenten geführt [37],

[102]. Gleichzeitig erfolgte eine umfangreiche und detaillierte Darstellung der zur Verfügung stehenden Daten. Im Rahmen des Projekts wurden verschiedene Kriterien in Abhängigkeit des Belastungszustands gewählt. Unter anderem wurde das Mohr-Coulomb-Kriterium für Matrixdruckbelastung, Dvorak's Bruchmechanikanalysen gebrochener Lagen und Puck's wirkebenenbezogenes Konzept berücksichtigt. Durch die Kriterien wird ein Versagenraum definiert, der eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment ermöglicht. Die Untersuchungen, die auf LaRC03 zurückgehen, wurden von Camanho aufgegriffen und für eine Simulationsanwendung angepasst. Aufbauend auf den LaRC-Untersuchungen erweiterte Pinho [101] das LaRC04-Modell [102] um ein 3D-Versagenskriterium für Druck in Faserrichtung. Basierend auf diesen Erkenntnissen wurden die Modelle nach Pinho und Camanho für die numerischen Untersuchungen gewählt.

#### 4.5.2.1 Theorie des Materialmodells nach Silvestre T. Pinho

Pinho betrachtete in seiner Arbeit Versagensmodelle für FVK, die das Versagen „akkurat“ abbilden können. In diesem Zusammenhang untersuchte Pinho unterschiedliche Versagenskriterien mit dem Ziel, sowohl einfache Proben als auch komplexe Bauteile unter statischen und dynamischen Belastungszuständen beschreiben zu können. Basierend auf den Formulierungen des LaRC04 [102] formulierte Pinho ein versagensmodenbezogenes dreidimensionales Versagensmodell. Dieses Versagensmodell unterscheidet Faser und Matrix sowie Zug- und Druckversagen. Des Weiteren ist es möglich das Eintreten des Schadens nachzuweisen sowie das post-kritische Verhalten zu beschreiben. Zusätzlich wird das nicht-lineare Schubverhalten von FVK berücksichtigt. Im Folgenden wird auf die einzelnen Versagenskriterien eingegangen.

##### Faserzugversagen

Bisher konnte an Hand von experimentellen Versuchen nicht nachgewiesen werden, dass andere Spannungen außer  $\sigma_{11}$  zum Zugversagen der Fasern führen bzw. einen Einfluss auf die Zugfestigkeit der Fasern haben. So konnte beispielsweise Soden [120] bei Untersuchungen von GFK und CFK auf keine zuverlässigen Schlussfolgerungen bezüglich Interaktionen der verschiedenen Spannungskomponenten schließen. Die Tatsache, dass bisher kein eindeutiger Beweis für eine Interaktion der Spannungen erbracht werden konnte, führt zu der Anwendung des maximalen Spannungskriteriums bei Faserzugversagen [101]:

$$f_{ft} = \frac{\sigma_{11}}{X_t} = 1 \quad (4.46)$$

### Matrixdruckversagen

Pinho beschreibt das Matrixdruckversagen durch das Kriterium nach Puck [107], [108], das wiederum auf dem Mohr-Coulomb-Kriterium basiert. Puck konnte in seinen Arbeiten [107], [108] nachweisen, dass der Versagenswinkel bei reiner Druckbelastung der meisten Faserverbundmaterialien bei  $53^\circ \pm 2$  liegt. Ursache dafür ist die in der Bruchebene wirkende Druckspannung  $\sigma_n$  und die damit verbundenen Coulomb-Reibspannungen  $\tau_T$  und  $\tau_L$  [101] (vgl. Abb. 4.10).

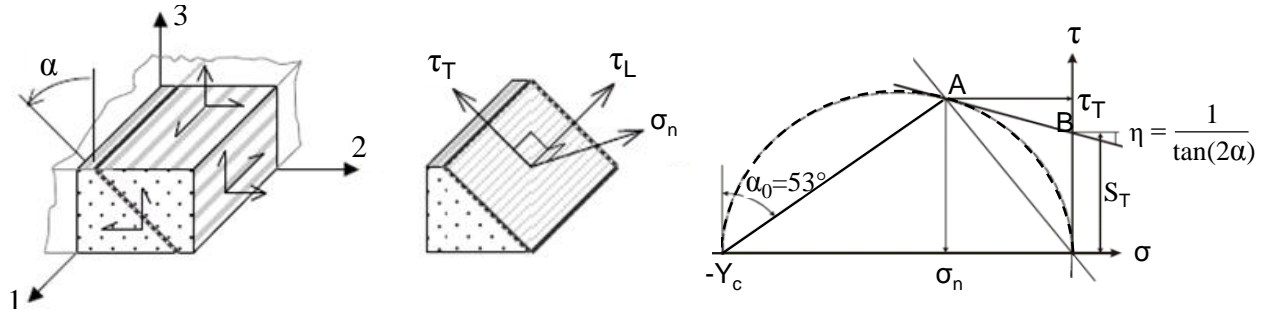


Abbildung 4.10: Mohr-Coulomb-Kriterium (repräsentative Geometrie) (links), Bruchebene für 3D-Spannungszustand (Mitte), geometrische Darstellung des Mohr-Coulomb-Kriteriums nach Pinho [102](rechts)

Die Spannungskomponenten in der Bruchebene für den dreidimensionalen Belastungszustand ergeben sich durch entsprechende Matrixtransformationen zu:

$$\begin{aligned}\sigma_n &= \frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2} + \frac{\sigma_{22} - \sigma_{33}}{2} \cos(2\alpha) + \tau_{23} \sin(2\alpha) \\ \tau_T &= -\frac{\sigma_{22} - \sigma_{33}}{2} \sin(2\alpha) + \tau_{23} \cos(2\alpha) \\ \tau_L &= \tau_{12} \cos(\alpha) + \tau_{31} \sin(\alpha)\end{aligned}\tag{4.47}$$

Für den Fall  $\tau_L = 0$  entspricht die Tangente an den Mohr'schen Spannungskreis dem Mohr-Coulomb-Kriterium (vgl. Abb. 4.10, rechts). Die Tangente wird durch die folgende Gleichung beschrieben:

$$S_T = |\tau_T| + \eta_T \sigma_n\tag{4.48}$$

In der Gleichung entspricht  $\eta_T$  dem transversalen Reibungskoeffizienten. Analog lässt sich die longitudinale Beziehung aufstellen:

$$S_L = |\tau_L| + \eta_L \sigma_n\tag{4.49}$$

Die Reibungskoeffizienten resultieren aus einer Reibungsspannung, die aufgrund der Druckbelastung in der Bruchebene entsteht und in den Mikrorissen wirkt, die sich in der Matrix vor dem Versagen bilden [101].

Aus Abbildung 4.10 lässt sich die Beziehung zwischen der Steigung des Mohr-Coulomb-Kriteriums und dem Winkel der Bruchebene bei reiner Druckbelastung wie folgt darstellen:

$$\tan(2\alpha_0) = -\frac{1}{\eta_T} \quad (4.50)$$

Die Erweiterung des Mohr-Coulomb-Kriteriums für den allgemeinen Fall ( $\tau_L \neq 0$ ) führt zu dem Versagenskriterium nach Puck und Schürmann [107], [108]. Sie vertreten die Annahme, dass die transversale Druckspannung die Schubfestigkeit des Materials erhöht:

$$f_{mc} = \left( \frac{\tau_T}{S_T - \eta_T \sigma_n} \right)^2 + \left( \frac{\tau_L}{S_L - \eta_L \sigma_n} \right)^2 = 1 \quad (4.51)$$

Für den Reibungskoeffizienten  $\eta_L$  schlagen Puck und Schürmann [107] folgende Beziehung vor:

$$\eta_L = S_L \frac{\eta_T}{S_T} = -\frac{S_L \cos(2\alpha_0)}{Y_c \cos^2(\alpha_0)} \quad (4.52)$$

Für den Fall einer uniaxialen transversalen Belastung mit  $\tau_L = 0$  ist bei Erreichen der Versagensspannung ( $\sigma_{22} = -Y_c$ ) die transversale Schubspannung definiert als:

$$S_T = Y_c \cos \alpha_0 (\sin \alpha_0 - \eta_T \cos \alpha_0) \quad (4.53)$$

### Matrixzugversagen

Die Erkenntnisse aus dem World Wide Failure Exercise [120] führten zu einer quadratischen Abhängigkeit zwischen der transversalen Spannung  $\sigma_{22}$  und der Schubspannung  $\tau_{12}$  bei einer Zugbelastung der Matrix. Diese Annahmen übernahm Dávila [37] für das LaRC02-Versagenskriterium.

Für die Beschreibung des Zugversagens der Matrix erweitert Pinho das entwickelte Modell. Dabei vertritt er zwar die Meinung, dass wie von Dávila angenommen, die Bruchebene stets parallel zur 1-3-Ebene liegt. Für einen allgemeinen Spannungszustand ergänzt Pinho das Versagenskriterium jedoch um weitere Spannungskomponenten. Diese werden wie bereits beim Matrixdruckversagen in die verwendete Bruchebene transformiert. Somit ergibt sich



das folgende Kriterium für Matrixzugversagen unter der Bedingung  $\sigma_n \geq 0$ :

$$f_{mt} = \left(\frac{\sigma_n}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_T}{S_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_L}{S_L}\right)^2 = 1 \quad (4.54)$$

In der Arbeit von Pinho [101] wird zusätzlich der Einfluss von In-Situ-Effekten untersucht. Da diese aktuell keine Berücksichtigung in der LS-DYNA-Implementierung finden, wird in dieser Arbeit nicht näher darauf eingegangen.

### Faserdruckversagen

Das Versagen der Fasern unter Druckbelastung kann durch verschiedene Versagensmoden in Abhängigkeit von den mechanischen Eigenschaften von Faser und Matrix erfolgen. Prinzipiell lassen sich die folgenden drei Versagensformen beobachten [114]:

- **Mikro-Beulen:** Ursache für das Versagen ist das Ausbeulen der langen Fasern in der elastischen Matrix
- **Knicken:** Knicken kann als lokale Schubdeformation der Matrix entlang eines Bandes definiert werden [101]. Nach Argon [3] resultiert das Versagen aus einer initialen Fehlstellung der Fasern, die zu Schubspannungen zwischen den Fasern führt. Die lokale Schubverformung führt zur Bildung eines Knickbandes, das sich schräg zur Belastungsrichtung unter dem Winkel  $\phi$  bildet (vgl. Abb. 4.11)
- **Faserversagen:** Faserversagen durch Faserbruch entsteht bei Fasern mit einer geringen Druckfestigkeit, wie beispielsweise Aramid [101]

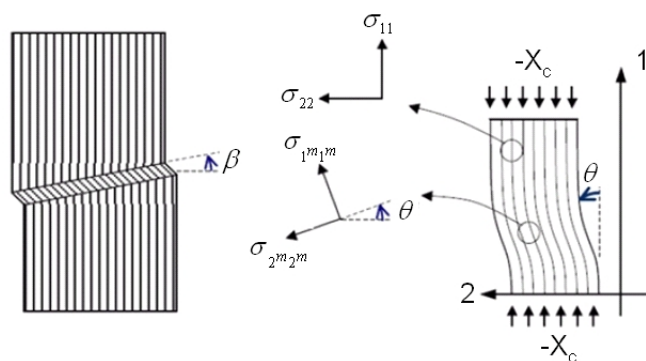


Abbildung 4.11: Knickband (links) und Fehlstellung der Fasern (rechts) [101]

Wie Argon [3] und Schultheisz [114] betrachtet auch Pinho das Faserknicken als einen separaten Versagensmodus. Basierend auf der Arbeit von Argon [3] und den späteren Ansätzen

von Dávila [37], [38] entwickelte Pinho ein 3D-Versagenskriterium für Faserknicken. Das Modell berücksichtigt sowohl eine initiale Fehlstellung der Fasern als auch ein nicht-lineares Schubverhalten. Die Betrachtungen von Pinho basieren auf den folgenden beiden Annahmen [101]:

- Knicken als Resultat von Matrixversagen
- Knicken hervorgerufen durch elastische Instabilitäten der Matrix

In Abbildung 4.12 ist links ein Volumenelement eines unidirektionalen Laminats unter allgemeiner Druckbelastung dargestellt. Der Winkel  $\Psi$  beschreibt die Orientierung der Knickebene im Element rechts.  $\theta$  gibt die Abweichung der Fasern von der idealen Faserausrichtung an.

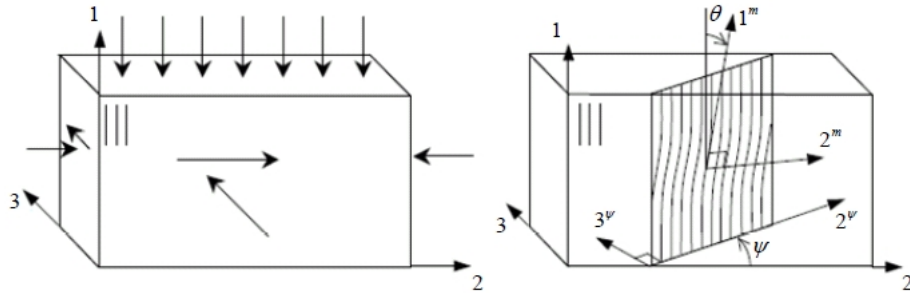


Abbildung 4.12: Volumenelement unter allgemeiner Druckbelastung (links), Knickebene der Fasern (rechts) [101]

Durch eine Transformation der am Bauteil anliegenden Spannungen in die Knickebene erhält man folgende Formulierungen:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{2^\Psi 2^\Psi} &= \frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2} + \frac{\sigma_{22} - \sigma_{33}}{2} \cos(2\Psi) + \tau_{23} \sin(2\Psi) \\
 \sigma_{3^\Psi 3^\Psi} &= \sigma_{22} + \sigma_{33} - \sigma_{22\Psi} \\
 \tau_{12^\Psi} &= \tau_{12} \cos(\Psi) \tau_{31} \sin(\Psi) \\
 \tau_{2^\Psi 3^\Psi} &= -\frac{\sigma_{22} - \sigma_{33}}{2} \sin(2\Psi) + \tau_{23} \cos(2\Psi) \\
 \tau_{3^\Psi 1} &= \tau_{31} \cos(2\Psi) - \tau_{12} \sin(2\Psi)
 \end{aligned} \tag{4.55}$$

Pinho nimmt an, dass die Knickebene unter einem Winkel entsteht, so dass  $\tau_{2^\Psi 3^\Psi}$  gleich null ist. Somit erhält man für den Winkel  $\Psi$  folgenden Zusammenhang:

$$\tan(2\Psi) = \frac{2\tau_{23}}{\sigma_{22} - \sigma_{33}} \tag{4.56}$$

Sobald die Orientierung der Knickebene definiert ist, wird  $\gamma_m$  iterativ über die Gleichung 4.57 bestimmt.

$$f_{CL}(\gamma_m) = -\frac{\sigma_{11} - \sigma_{2\Psi 2\Psi}}{2} \sin(2(\theta_i + \gamma_m)) + |\tau_{12\Psi}| \cos(2(\theta_i + \gamma_m)) \quad (4.57)$$

Nachdem  $\gamma_m$  iterativ berechnet worden ist, kann der Winkel  $\theta$  bestimmt werden.  $\theta$  ermöglicht die Transformation der Spannungen in die Ebene, in der die Ausrichtungsfehler der Fasern berücksichtigt werden.

$$\theta = \frac{\tau_{12\Psi}}{|\tau_{12\Psi}|} (\theta_i + \gamma_m) \quad (4.58)$$

Der anfängliche Fehlstellungswinkel  $\theta_i$  lässt sich aus experimentellen Daten iterativ durch folgende Gleichung ableiten:

$$\theta_i = \theta_c - f_{CL}^{-1} \left( \frac{1}{2} \sin(2\theta_i) X_c \right) \quad (4.59)$$

mit

$$\theta_c = \arctan \left( \frac{1 - \sqrt{1 - 4 \left( \frac{S_L}{X_c} + \eta_L \right) \frac{S_L}{X_c}}}{2 \left( \frac{S_L}{X_c} + \eta_L \right)} \right) \quad (4.60)$$

Zeigt die Matrix bei steigender Belastung Anzeichen einer Entfestigung, führt dies anstatt zu Matrixversagen zu einer instabilen Rotation der Fasern, die wiederum zu einem katastrophalen Versagen führt. Diese Instabilität tritt ein, wenn es für Gleichung 4.57 keine Lösung gibt. Führt die Gleichung jedoch zu einem Ergebnis, können im Folgenden die Spannungen unter Berücksichtigung des Ausrichtungsfehlers der Fasern bestimmt werden:

$$\begin{aligned} \sigma_{1m1m} &= \frac{\sigma_{11} + \sigma_{2\Psi 2\Psi}}{2} + \frac{\sigma_{11} - \sigma_{2\Psi 2\Psi}}{2} \cos(2\theta) + \tau_{12\Psi} \sin(2\theta) \\ \sigma_{2m2m} &= \sigma_{11} + \sigma_{2\Psi 2\Psi} - \sigma_{1m1m} \\ \tau_{1m2m} &= -\frac{\sigma_{11} - \sigma_{2\Psi 2\Psi}}{2} \sin(2\theta) + \tau_{12\Psi} \cos(2\theta) \\ \tau_{2m3\Psi} &= \tau_{2\Psi 3\Psi} \cos(\theta) \tau_{3\Psi 1} \sin(\theta) \\ \tau_{3\Psi 1m} &= \tau_{3\Psi 1\Psi} \cos(2\theta) \end{aligned} \quad (4.61)$$

Für den Lastfall Faserdruck unterscheidet Pinho zwischen zwei Versagenskriterien, die zu einem Matrixversagen führen. Zum einen kann das Versagen durch eine Druckbelastung

( $\sigma_{2m2m} \leq 0$ ) auftreten. In diesem Fall greift Pinho auf das Matrixdruckversagen aus Gleichung 4.51 zurück. Zum anderen kann es zu Versagen aufgrund einer Zugbelastung ( $\sigma_{2m2m} > 0$ ) kommen. Hier verwendet Pinho die Gleichung 4.54.

Die Spannungskomponenten in der Bruchebene lassen sich wie folgt darstellen [102]:

$$\begin{aligned}\sigma_n &= \frac{\sigma_{2m2m} + \sigma_{3\Psi 3\Psi}}{2} + \frac{\sigma_{2m2m} - \sigma_{3\Psi 3\Psi}}{2} \cos(2\alpha) + \tau_{2m3\Psi} \sin(2\alpha) \\ \tau_T &= -\frac{\sigma_{2m2m} - \sigma_{3\Psi 3\Psi}}{2} \sin(2\alpha) + \tau_{2m3\Psi} \cos(2\alpha) \\ \tau_L &= \tau_{1m2m} \cos(\alpha) + \tau_{3\Psi 1m} \sin(\alpha)\end{aligned}\tag{4.62}$$

Der Winkel  $\alpha$  muss, wie zuvor beim Matrixdruckversagen, iterativ bestimmt werden.

### Beschreibung des post-kritischen Verhaltens nach Pinho

Nach Eintreten eines Schadens beschreibt Pinho das post-kritische Verhalten und damit das Fortschreiten der Schädigung durch den Schadensparameter  $d$ . Es liegt der Gedanke zugrunde, dass die an einem Element anliegende effektive Last  $\tilde{\sigma}$  nur noch teilweise durch die ungeschädigten Bereiche dieses Elements aufgenommen werden kann. Über den folgenden Zusammenhang lässt sich die tatsächliche Belastung, die von einem Element aufgenommen wird, bestimmen:

$$\sigma = (1 - d)\tilde{\sigma}\tag{4.63}$$

Zu Beginn einer Schädigung ( $\epsilon = \epsilon_0$ ) besitzt der Schadensparameter  $d$  den Wert null. Somit trägt das Element vollständig die aufgebrachte Belastung. Mit Fortschreiten der Schädigung im Laminat steigt der Wert von  $d$  an und besitzt bei dem Versagen des Elements ( $\epsilon = \epsilon^f$ ) den Wert eins. Zu diesem Zeitpunkt trägt das Element keine Last mehr. Dieses Abminderungsverhalten, das durch den Schadensparameter impliziert wird, ist in Abbildung 4.13 dargestellt.

Für alle vier Versagensmechanismen bedient sich Pinho zur Beschreibung des post-kritischen Verhaltens der jeweiligen Bruchenergien ( $\Gamma_a, \Gamma_{kink}, \Gamma_b, \Gamma_T, \Gamma_L$ ), die durch die charakteristische Länge  $l_{char}$  des FE-Elements normiert werden. Die charakteristische Länge wird in LS-DYNA wie von Maimí [87] vorgeschlagen bestimmt:

$$l_{char} = 1,12 \sqrt{A_{IP}}\tag{4.64}$$

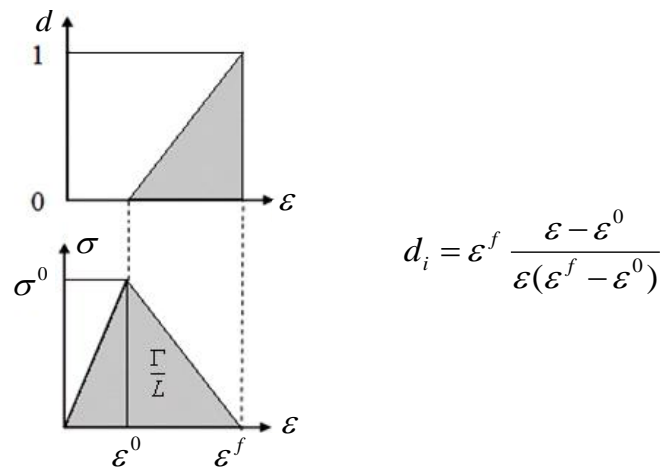


Abbildung 4.13: Schadensparameter und lineares post-kritisches Verhalten nach Pinho [105]

Die Energien zur Beschreibung des post-kritischen Verhaltens werden über experimentelle Untersuchungen bestimmt, auf die in 5.3.3 und 5.3.4 näher eingegangen wird. In Tabelle 4.5 ist ein Überblick der Versuche zur Bestimmung der entsprechenden Energien dargestellt.

Bruchenergie	Belastung	Versuchsmethode
$\Gamma_a$	Zug in Faserrichtung	Compact Tension (CT)
$\Gamma_{kink}$	Druck in Faserrichtung	Compact Compression (CC)
$\Gamma_b$	Zug quer zur Faserrichtung	Double Cantilever Beam (DCB)
$\Gamma_T$	Druck quer zur Faserrichtung	End Notched Flexure (ENF)
$\Gamma_L$	Schub	End Notched Flexure (ENF)

Tabelle 4.5: Übersicht der Versuche zur Bestimmung der entsprechenden Bruchenergien für das Materialmodell nach Pinho

Um das plastische Schubverhalten von FVK zu berücksichtigen, wurde das Materialmodell nach Pinho von Hartmann um eine 1D-elasto-plastische Formulierung erweitert. Diese wurde mit einem linearen post-kritischem Verhalten implementiert (vgl. Abb. 4.14) [60]. Es ist möglich, direkt eine Spannungs-Dehnungskurve vorzugeben.

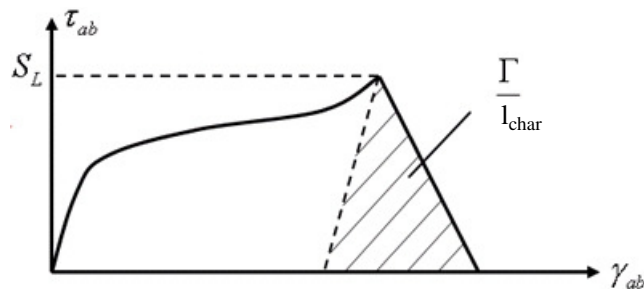


Abbildung 4.14: Elasto-plastisches Schubverhalten mit linearem post-kritischem Verhalten in der Ebene [105]

#### 4.5.2.2 Theorie des Materialmodells nach Pedro P. Camanho

Basierend auf der Kontinuumsmechanik beschreibt das Modell nach Camanho den Beginn sowie die Ausbreitung intralaminarer Versagensmechanismen bis hin zum vollständigen Versagen quasi-spröder faserverstärkter Kunststoffe [86]. Die Annahme eines ebenen Spannungszustandes lässt ausschließlich die Beschreibung von dünnen Laminaten zu. Interlaminare Schädigungen (Delaminationen) bleiben unberücksichtigt. Prinzipiell unterscheidet Camanho vier Versagensarten und die damit verbundenen Bruchebenen (vgl. Abbildung 4.15).

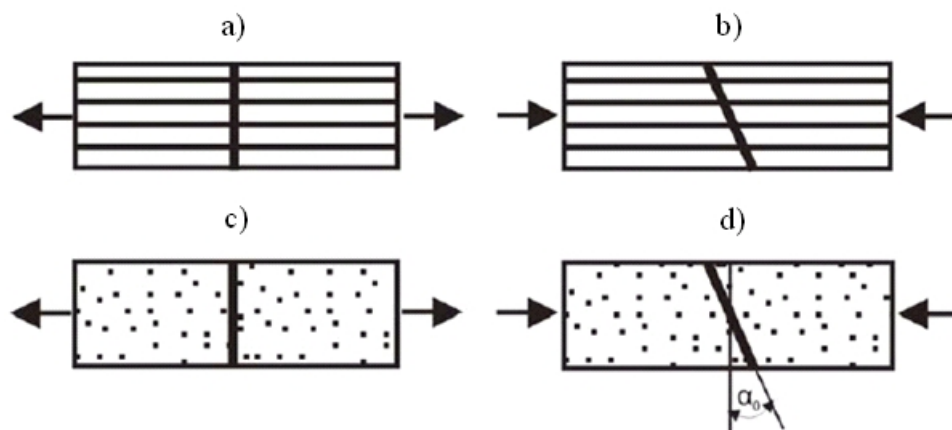


Abbildung 4.15: Versagensarten und damit einhergehende Bruchebenen, a) Bruch bei Zug in Faserrichtung, b) Bruch bei Druck in Faserrichtung, c) Bruch bei Zug in Matrixrichtung, d) Bruch bei Druck in Matrixrichtung [86]

Die dargestellten Versagensarten lassen sich durch entsprechende Versagenskriterien beschreiben. Diese Kriterien definieren einen Bereich, in dem sich das Material linear-elastisch verhält. Diese Bereiche basieren auf den Formulierungen des LaRC03- und LaRC04-Kriteriums. Die im LaRC03-Kriterium berücksichtigten Versagenskriterien wurden von Dvorak's Bruchmechanikanalyse [50] sowie aus dem auf die Wirkebene bezogenen Konzept nach Puck [106] hergeleitet [36]. Das LaRC04-Kriterium [102] ist eine Weiterentwicklung aufbauend auf dem LaRC03-Kriterium. Untersuchungen haben gezeigt, dass das Versagensverhalten für einzelne Belastungsfälle, wie Druck in Faserrichtung, durch das LaRC04-Kriterium teilweise besser beschrieben wird. Einhergehend mit exakteren Ergebnissen ist jedoch ein ansteigender Rechenaufwand. Aus diesem Grund verwendet Camanho eine Kombination der beiden Kriterien.

Das Werkstoffmodell resultiert aus einer präzisen Definition der komplementären freien Energiedichte  $G$  einer Lage, deren zweite Ableitung nach der Spannung den folgenden Nachgie-

bigkeitstensor ergibt:

$$H = \frac{\partial^2 G}{\partial \sigma^2} = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-d_1)E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{(1-d_2)E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_6)G_{12}} \end{bmatrix} \quad (4.65)$$

Der Tensor enthält die Schadensvariablen  $d_1$ ,  $d_2$  und  $d_6$ . Diese entsprechen dem Faserversagen, Matrixversagen und Schubversagen. Die Schadensvariablen  $d_1$  und  $d_2$  berücksichtigen im Gegensatz zu  $d_6$  Schließeffekte von transversalen Rissen bei Umkehrung der Last. Die longitudinalen und transversalen Schadensmoden sind folgendermaßen definiert [86]:

$$\begin{aligned} d_1 &= d_{1+} \frac{\langle \sigma_{11} \rangle}{|\sigma_{11}|} + d_{1-} \frac{\langle -\sigma_{11} \rangle}{|\sigma_{11}|} \\ d_2 &= d_{2+} \frac{\langle \sigma_{22} \rangle}{|\sigma_{22}|} + d_{2-} \frac{\langle -\sigma_{22} \rangle}{|\sigma_{22}|} \end{aligned} \quad (4.66)$$

Dabei ist  $\langle x \rangle$  der McCauley Operator:

$$\langle x \rangle = \frac{(x + |x|)}{2} \quad (4.67)$$

Das Modell nach Camanho beschreibt den elastischen Spannungsraum durch vier Flächen. Jede dieser Flächen ist einem Versagensmechanismus zugeordnet. Daraus ergeben sich insgesamt vier Schadens-Aktivierungs-Funktionen in longitudinaler Richtung ( $N = 1+$ ,  $1-$ ) und transversaler Richtung ( $N = 2+$ ,  $2-$ ):

$$F_N = \phi_N - r_N \leq 0 \quad (4.68)$$

$\phi_N$  sind die sogenannten Belastungsfunktionen. Die elastischen Schadensgrenzvariablen  $r_N$  haben anfänglich, solange das Material unbeschädigt ist, einen Wert von eins und nehmen mit ansteigender Schädigung im Laminat zu. Daraus folgt, dass, sobald die Aktivierungsfunktionen einen positiven Wert annehmen, eine Schädigung im Material beginnt [60]. Im Folgenden wird auf die vier Belastungsfunktionen näher eingegangen. Die verwendeten effektiven Spannungen werden wie folgt bestimmt:

$$\tilde{\sigma} = H_0^{-1} : \epsilon \quad (4.69)$$

$H_0$  ist in diesem Fall der unbeschädigte Tensor aus Gleichung 4.65 mit  $d_1 = d_2 = d_6 = 0$ .

### Faserzugversagen

Eine Zugbelastung in Faserrichtung führt zu einer Bruchebene, die senkrecht zur Faserrichtung steht (vgl. Abbildung 4.15). Ein einfaches nicht-interagierendes Versagenskriterium, basierend auf dem maximalen Spannungskriterium bzw. maximalen Dehnungskriterium, kann das Versagen in akkurater Weise wiedergeben [39]. Das maximale Dehnungskriterium für Zug in Faserrichtung, das auch in LaRC04 Anwendung findet, ist folgendermaßen definiert:

$$\phi_{1+} = \frac{E_1}{X_t} \epsilon_{11} = \frac{\tilde{\sigma}_{11} - \nu_{12} \tilde{\sigma}_{22}}{X_t} \quad (4.70)$$

### Matrixdruckversagen

Camanho unterscheidet bei Matrixdruckversagen die folgenden zwei Bruchebenen:

- Bruchebene  $\alpha_0 = 53^\circ$ : In diesem Fall liegen hohe Druckbelastungen quer zur Faserrichtung vor
- Bruchebene  $\alpha_0 = 0^\circ$ : Diese Bruchebene entsteht nach Camanho bei hohen Schubspannungen in der Ebene und geringen Druckbelastungen quer zur Faserrichtung

Nach Camanho [86] nimmt der Bruchwinkel  $\alpha_0$  mit zunehmender Schubbelastung bis auf  $40^\circ$  ab und springt dann abrupt auf  $0^\circ$ . Um eine möglichst große Effektivität in der Simulation zu erzielen wird angenommen, dass der Bruchwinkel entweder  $0^\circ$  oder  $53^\circ$  beträgt.

Bei hohen Druckbelastungen quer zur Faserrichtung, entsprechend einem Bruchwinkel von  $\alpha_0 = 53^\circ$ , findet wie zuvor bei Pinho das Mohr-Coulomb-Kriterium Anwendung. Für den Fall  $\tilde{\tau}_{eff}^T \geq 0$  bzw.  $\tilde{\tau}_{eff}^L \geq 0$  gelten folgende Beziehungen [102]:

$$\begin{aligned} \tilde{\tau}_{eff}^T &= |\tilde{\tau}_T| + \eta_T \tilde{\sigma}_n \cos(\theta) \\ \tilde{\tau}_{eff}^L &= |\tilde{\tau}_L| + \eta_L \tilde{\sigma}_n \sin(\theta) \end{aligned} \quad (4.71)$$

Der Winkel  $\theta$  lässt sich nach Pinho [102] wie folgt bestimmen:

$$\theta = \arctan \left( \frac{\tilde{\tau}_L}{\tilde{\tau}_T} \right) \quad (4.72)$$

Dies ergibt für das LaRC04-Matrixversagenskriterium, unter einem Winkel von  $\alpha_0 = 53^\circ$ ,



eine quadratische Interaktion zwischen den Schubspannungen in der Bruchebene [86]:

$$\phi_{2-,I} = \sqrt{\left(\frac{\tilde{\tau}_{eff}^T}{S_T}\right)^2 + \left(\frac{\tilde{\tau}_{eff}^L}{S_L}\right)^2} \quad (4.73)$$

Die transversale Schubfestigkeit  $S_T$  lässt sich mit Formel 4.53 bestimmen.

Im Folgenden wird von einer dominierenden Schubspannung und einer eher geringeren transversalen Druckspannung ausgegangen. Unter der Annahme eines ebenen Spannungszustandes lassen sich die Spannungskomponenten aus den Gleichungen 4.47 unter Berücksichtigung der effektiven Spannungen wie folgt darstellen:

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_n &= \tilde{\sigma}_{22} \cos^2 \alpha_0 \\ \tilde{\tau}_T &= -\tilde{\sigma}_{22} \sin \alpha_0 \cos \alpha_0 \\ \tilde{\tau}_L &= \tilde{\tau}_{12} \cos \alpha_0 \end{aligned} \quad (4.74)$$

Für eine Bruchebene von  $\alpha_0 = 0^\circ$  erhält man eine Schubspannung  $\tilde{\tau}_T = 0$ . Basierend auf dem LaRC03-Versagenskriterium für Matrixdruck [38] erhält man durch Einsetzen von  $\tilde{\tau}_{12}$  und  $\tilde{\sigma}_{22}$  das Versagenskriterium für Matrixdruck unter  $\alpha_0 = 0^\circ$ :

$$\phi_{2-,II} = \frac{\langle |\tilde{\tau}_{12}| + \eta_L |\tilde{\sigma}_{22}| \rangle}{S_L} \quad (4.75)$$

### Matrixzugversagen

Bei einer Zugbelastung quer zur Faserrichtung tritt Versagen aufgrund einer Kombination aus Schubspannungen in der Ebene und transversalen Zugspannungen auf. Die daraus resultierende Bruchebene steht senkrecht zur Faserrichtung. Basierend auf dem Kriterium nach Hahn [58] verwendet Camanho bzw. LaRC04 folgendes Kriterium für das Versagen der Matrix auf Zug [86]:

$$\phi_{2+} = \sqrt{(1-g) \frac{\tilde{\sigma}_{22}}{Y_T} + g \left( \frac{\tilde{\sigma}_{22}}{Y_T} \right)^2 + \left( \frac{\tilde{\tau}_{12}}{S_L} \right)^2} \quad (4.76)$$

Dabei ist  $g$  das Verhältnis der Bruchenergie für Zug quer zur Faserrichtung zu der Bruchenergie für Schub:

$$g = \frac{G_{YT}}{G_{SL}} \quad (4.77)$$

### Faserdruckversagen

Camanho vertritt, wie bereits Pinho, die Annahme, dass Druckversagen in Faserrichtung durch Ausknicken der Fasern und dem einhergehenden Versagen der Matrix entsteht. Nach Camanho basiert die Entstehung des Knickbandes auf einer anfänglichen, herstellungsbedingten Fehlstellung der Fasern, die wiederum zu einer Schubdeformation führt. Diese Fehlstellung ist in Abbildung 4.11 dargestellt. Basierend auf dem LaRC03-Kriterium, bei dem der initiale Fehlstellungswinkel eine Funktion der anliegenden Spannungen ist, nimmt Camanho vereinfacht an, dass der Winkel  $\theta_c$  während der Belastung konstant bleibt [86]. Die resultierenden Spannungen in dem um  $\theta_c$  verdrehten Koordinatensystem ergeben sich zu:

$$\begin{aligned}\tilde{\sigma}_{1m1m} &= \frac{\tilde{\sigma}_{11} + \tilde{\sigma}_{22}}{2} + \frac{\tilde{\sigma}_{11} - \tilde{\sigma}_{22}}{2} \cos(2\theta_c) + \tilde{\tau}_{12} \sin(2\theta_c) \\ \tilde{\sigma}_{2m2m} &= \frac{\tilde{\sigma}_{11} + \tilde{\sigma}_{22}}{2} - \frac{\tilde{\sigma}_{11} - \tilde{\sigma}_{22}}{2} \cos(2\theta_c) - \tilde{\tau}_{12} \sin(2\theta_c) \\ \tilde{\tau}_{1m2m} &= -\frac{\tilde{\sigma}_{11} - \tilde{\sigma}_{22}}{2} \sin(2\theta_c) + \tilde{\tau}_{12} \cos(2\theta_c)\end{aligned}\quad (4.78)$$

Der Winkel  $\theta_c$  kann durch Gleichung 4.60 bestimmt werden. Den longitudinalen Reibungskoeffizienten  $\eta_L$  erhält man aus Gleichung 4.52.

Um das Versagenskriterium für Faserknicken bestimmen zu können, werden die Spannungen  $\tau_{12}$  und  $\sigma_{22}$  in das LaRC03-Versagenskriterium für Matrixdruck eingesetzt [38]. Faserknicken wird primär von der Schubspannung  $\tau_{12}$  und sekundär von der Spannung  $\sigma_{22}$  dominiert [38]. Für Matrixdruck ( $\sigma_{2m2m} < 0$ ) ist die Bruchebene in diesem Fall  $\alpha_0 = 0^\circ$  und  $\tau_{eff}^T = 0$ . Das Kriterium für Faserknicken ist dann:

$$\phi_{1-} = \frac{\langle |\tilde{\tau}_{1m2m}| + \eta_L |\tilde{\sigma}_{2m2m}| \rangle}{S_{12}} \quad (4.79)$$

Das LaRC03-Kriterium sieht für Faserknicken zwei Versagenskriterien vor: Gleichung 4.79 für  $\tilde{\sigma}_{2m2m} \leq 0$  und eine zweite Gleichung für  $\tilde{\sigma}_{2m2m} \geq 0$ . Das Vernachlässigen der zweiten Gleichung führt nach Camanho [86] jedoch nur zu einem geringen Verlust der Genauigkeit.

### Beschreibung des Schädigungsverhaltens nach Camanho

Die Schadensgrenzvariablen  $r_N$  kontrollieren den Fortschritt der Schädigung. Diese sind für ein unbeschädigtes Laminat eins und steigen mit zunehmender Schädigung des Laminats an. Für den Fall einer Zugbelastung in Faserrichtung hat sowohl die Belastungsfunktion  $\phi_{1+}$  als auch  $\phi_{1-}$  einen Einfluss auf  $r_{1+}$ . Dies berücksichtigt die Schädigung der Fasern bei einer Druckbelastung und anschließender Zugbelastung. Bei einer Druckbelastung in Faserrichtung hat ausschließlich die Belastungsfunktion  $\phi_{1-}$  einen Einfluss auf  $r_{1-}$ . Dies setzt voraus, dass

eine Zugbelastung zu keiner Schädigung der Matrix führt.

$$\begin{aligned} r_{1+} &= \max\{1, \max\{\phi_{1+}\}, \max\{\phi_{1-}\}\} \\ r_{1-} &= \max\{1, \max\{\phi_{1-}\}\} \end{aligned} \quad (4.80)$$

Die Schadensgrenzvariablen für Belastungen in Matrixrichtung ähneln jenen bei Belastungen in Faserrichtung. Die senkrechte Bruchebene, hervorgerufen durch Zug quer zur Faserrichtung, hat keinen Einfluss auf die Belastungseigenschaften bei Druck quer zur Faserrichtung. Matrixbruch, hervorgerufen durch reinen Druck quer zur Faserrichtung, hat allerdings einen Einfluss auf Zug quer zur Faserrichtung. Daher wird  $r_{2+}$  von beiden Belastungsfunktionen quer zur Faserrichtung,  $\phi_{2+}$  und  $\phi_{2-}$ , beeinflusst.

$$\begin{aligned} r_{2+} &= \max\{1, \max\{\phi_{2+}\}, \max\{\phi_{2-}\}\} \\ r_{2-} &= \max\{1, \max\{\phi_{2-}\}\} \end{aligned} \quad (4.81)$$

### Beschreibung des post-kritischen Verhaltens nach Camanho

Um das post-kritische Verhalten bestimmen zu können, bedient sich Camanho der Schadensvariablen  $d_N$ . Diese beeinflussen die Steifigkeit des Laminats nach Auftreten einer Schädigung bis zum totalen Versagen. In der Arbeit von Maimí et al. [87] wird das post-kritische Verhalten durch ein exponentielles Gesetz beschrieben. Eine Ausnahme bildet das Versagen für Zug in Matrixrichtung. Dieses basiert auf der Beschreibung nach Bažant und Planas [14], die das Entfestigungsverhalten durch zwei Schadensausbreitungsgesetze beschrieben haben. Dies ermöglicht die Berücksichtigung des Faser-Matrix-Versagens sowie das Herauslösen der Fasern.

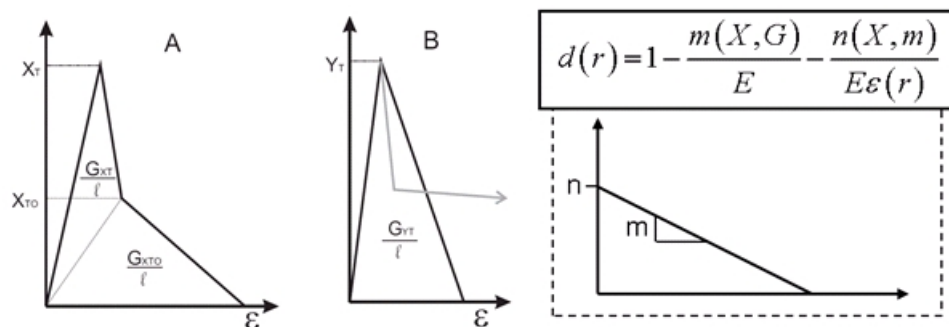


Abbildung 4.16: Bi-lineares Verhalten in Faserrichtung (links), lineares Verhalten (Mitte), Definition der Parameter  $m$  und  $n$  (rechts) [60]

Im Gegensatz zu den Publikationen von Maimí et al. [86], [87] erfolgt die Beschreibung des post-kritischen Materialverhaltens in LS-DYNA durch eine lineare bzw. bi-lineare Schadens-

ausbreitung (vgl. Abb. 4.16). Die Schadensvariablen ergeben sich wie folgt [60]:

$$d(r) = 1 - \frac{m(X, G)}{E} - \frac{n(X, m)}{E\epsilon(r)} \quad (4.82)$$

Zur Beschreibung des post-kritischen Verhaltens bedient sich Camanho der Bruchenergien ( $G_{XT}, G_{XT0}, G_{YT}, G_{XC}, G_{XC0}, G_{YC}, G_{SL}$ ), die durch die charakteristische Länge  $l$  des FE-Elements normiert werden. Diese wird analog zu Gleichung 4.64 bestimmt. Auf die Versuche zur Bestimmung dieser Energien wird in 5.3.3 und 5.3.4 näher eingegangen. Tabelle 4.6 gibt eine Übersicht, durch welche Versuche die entsprechenden Energien bestimmt werden. Aktuell sind geeignete Testverfahren zur Bestimmung der Energien  $G_{XT0}$  und  $G_{XC0}$  in der Entwicklungsphase. Die Verfahren werden auf dem „pull-out-test“ basieren [96]. Für die Untersuchungen in dieser Arbeit werden die Werte von  $G_{XT0}$  und  $G_{XC0}$  auf ca. 30% von  $G_{XT}$  bzw.  $G_{XC}$  gesetzt.

Bruchenergie	Belastung	Versuchsmethode
$G_{XT}$	Zug in Faserrichtung	Compact Tension (CT)
$G_{XT0}$	Zug in Faserrichtung	
$G_{XC}$	Druck in Faserrichtung	Compact Compression (CC)
$G_{XC0}$	Druck in Faserrichtung	
$G_{YT}$	Zug quer zur Faserrichtung	Double Cantilever Beam (DCB)
$G_{YC}$	Druck quer zur Faserrichtung	End Notched Flexure (ENF)
$G_{SL}$	Schub	End Notched Flexure (ENF)

Tabelle 4.6: Übersicht der Versuche zur Bestimmung der entsprechenden Bruchenergien für das Materialmodell nach Camanho

Zur Beschreibung des plastischen Schubverhaltens faserverstärkter Kunststoffe wurde das Materialmodell um eine 1D-elasto-plastische Formulierung erweitert. Das Schubverhalten in der Ebene wurde mit einem linearen post-kritischen Verhalten implementiert (vgl. Abb. 4.17) [60].

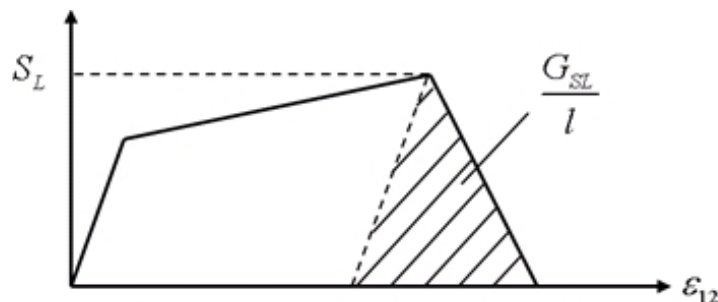


Abbildung 4.17: Elasto-plastisches Schubverhalten mit linearem post-kritischem Verhalten in der Ebene [60]

### 4.5.3 Vergleich der beschriebenen Materialmodelle

Im Folgenden werden die oben beschriebenen Versagenskriterien der Materialmodelle miteinander verglichen. Die Analyse basiert auf den in Tabelle 5.1 angegebenen charakteristischen Kennwerten für GFK.

Die Abbildungen 4.18 - 4.20 zeigen die elastischen Bereiche der Versagenskriterien in der  $\sigma_{11} - \sigma_{22}$ -Ebene,  $\sigma_{11} - \tau_{12}$ -Ebene und  $\sigma_{22} - \tau_{12}$ -Ebene.

In Abbildung 4.18 sind die Versagenskriterien der  $\sigma_{11} - \sigma_{22}$ -Ebene formuliert.

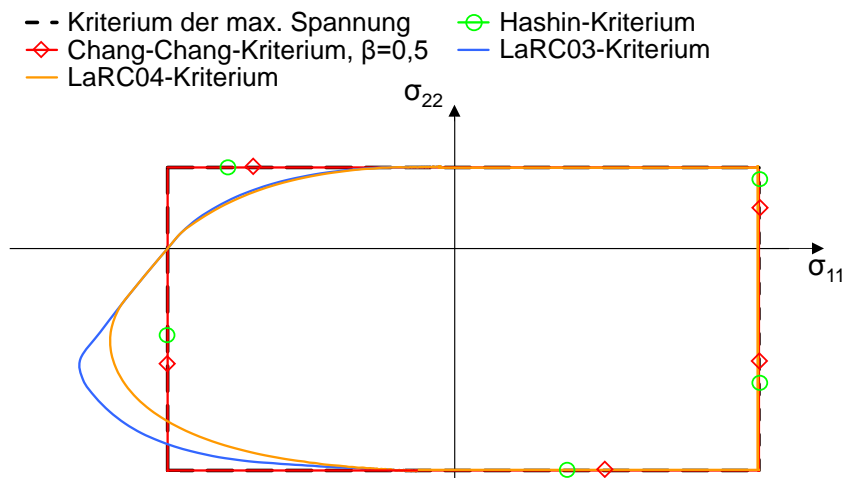


Abbildung 4.18: Versagenskurven der  $\sigma_{11} - \sigma_{22}$ -Ebene

In dieser Ebene sind das Hashin-, das Chang-Chang-Kriterium und das Kriterium der maximalen Spannung identisch. Für Zugbelastungen in Faserrichtung stimmen das LaRC03- und LaRC04-Kriterium mit dem Kriterium der maximalen Spannung überein. Eine kombinierte Druckbelastung parallel und senkrecht zur Faserrichtung ergeben Belastungen oberhalb der Festigkeitsgrenze für Druck quer zur Faserrichtung. Das elastische Verhalten wird durch das LaRC04-Kriterium etwas konservativer als bei LaRC03 beschrieben.

Das Verhalten der Kriterien in der  $\sigma_{11} - \tau_{12}$ -Ebene ist in Abbildung 4.19 dargestellt. Die kombinierte Belastung aus Faserzug und Schub ist für das Hashin- und Chang-Chang-Kriterium unterschiedlich definiert. Verglichen mit dem Kriterium der maximalen Spannung wird der elastische Bereich deutlich konservativer beschrieben. Für Druckbelastungen in Faserrichtung stimmen die beiden Kriterien mit dem Kriterium der maximalen Spannung überein. Durch den Parameter  $\beta$  kann das Chang-Chang-Kriterium angepasst werden. Für den Wert eins gleicht das Chang-Chang-Kriterium dem Hashin-Kriterium und für den Wert null dem Kriterium der maximalen Spannung.

Das LaRC03- und LaRC04-Kriterium sind in der  $\sigma_{11} - \tau_{12}$ -Ebene identisch. Für positive  $\sigma_{11}$ -Spannungen stimmen die beiden Kriterien mit dem Kriterium der maximalen Spannung überein. Demzufolge ist das Versagensverhalten von Hashin und Chang-Chang in diesem Bereich konservativer als bei den LaRC-Kriterien. Die Kombination aus Faserdruck- und Schubbelastung wird durch die beiden LaRC-Kriterien deutlich konservativer beschrieben im Vergleich zu den anderen Kriterien.

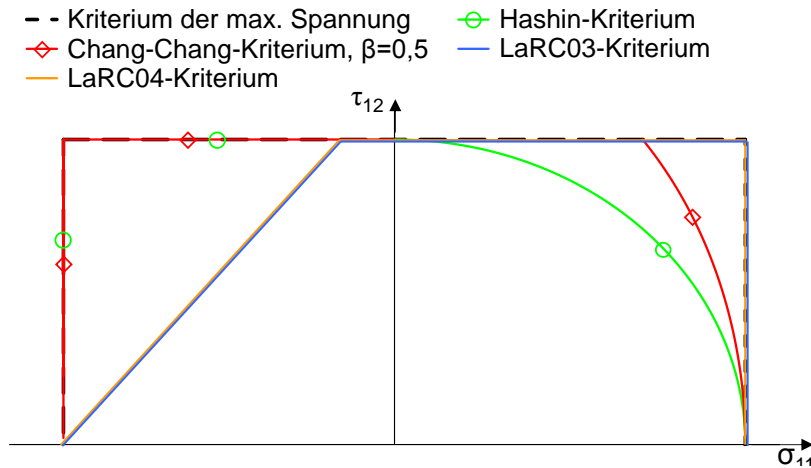
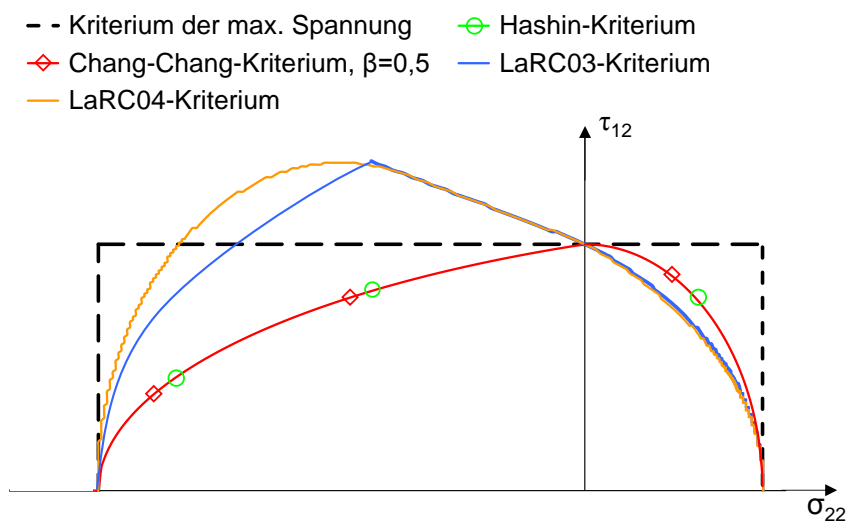


Abbildung 4.19: Versagenskurven der  $\sigma_{11} - \tau_{12}$ -Ebene

In Abbildung 4.20 ist der elastische Bereich in der  $\sigma_{22} - \tau_{12}$ -Ebene dargestellt. In dieser Ebene stimmen das Hashin- und Chang-Chang-Kriterium erneut überein. Die kombinierte Belastung aus Zug quer zur Faserrichtung und Schub wird durch die beiden Kriterien konservativer als bei dem Kriterium der maximalen Spannung beschrieben. Für die Kombination aus einer Druckbelastung quer zur Faser und Schub tritt das Versagen ebenfalls früher ein im Vergleich zu dem Kriterium der maximalen Spannung.

Für kombinierte Zug-Schubbelastungen sind die LaRC-Kriterien identisch. Das Verhalten ist in diesem Fall konservativer als bei den anderen Kriterien. Allerdings sind bei einer kombinierten Schub-Druckbelastung senkrecht zur Faserrichtung maximale Spannungen oberhalb der Schubfestigkeit des Materials möglich. Dabei wird das Versagen durch das LaRC03-Kriterium bei dominierter Druckbelastung (Bruchwinkel von  $53^\circ$ ) konservativer als bei dem LaRC04-Kriterium beschrieben. Um den Rechenaufwand zu begrenzen, hat Camanho für das LaRC03-Kriterium vereinfacht zwei Versagenswinkel bei Schub- bzw. Druckbelastung quer zur Faserrichtung angenommen. Im Fall einer dominierten Schubbelastung beträgt der Versagenswinkel der Bruchebene  $0^\circ$ . Für eine dominierte Druckbelastung ist der Bruchwinkel  $53^\circ$ . Diese Vereinfachung führt zu den Abweichungen der beiden Kriterien. Im Fall des LaRC04-Kriteriums wird der Bruchwinkel iterativ bestimmt.

Abbildung 4.20: Versagenskurven der  $\sigma_{22} - \tau_{12}$ -Ebene

## 5 Experimentelle Untersuchungen

Basierend auf der in Kapitel 3 definierten Aufgabenstellung dieser Arbeit wurde ein umfangreiches Versuchsprogramm zusammengestellt. Hintergrund ist zum einen eine vollständige Materialcharakterisierung der verwendeten Faserverbundwerkstoffe, um die Kennwerte für die Materialkarten der FEM bereitzustellen sowie die Anwendbarkeit der Materialmodelle durch die Simulation diverser Lagenaufbauten zu analysieren. Zum anderen wird durch die experimentellen Untersuchungen der hybriden Elementarproben und bauteilähnlichen Strukturen eine Basis für das Verständnis des Versagensverhaltens geschaffen.

In Abbildung 5.1 ist die steigende Komplexität der untersuchten Probekörper anhand einer Pyramide dargestellt.

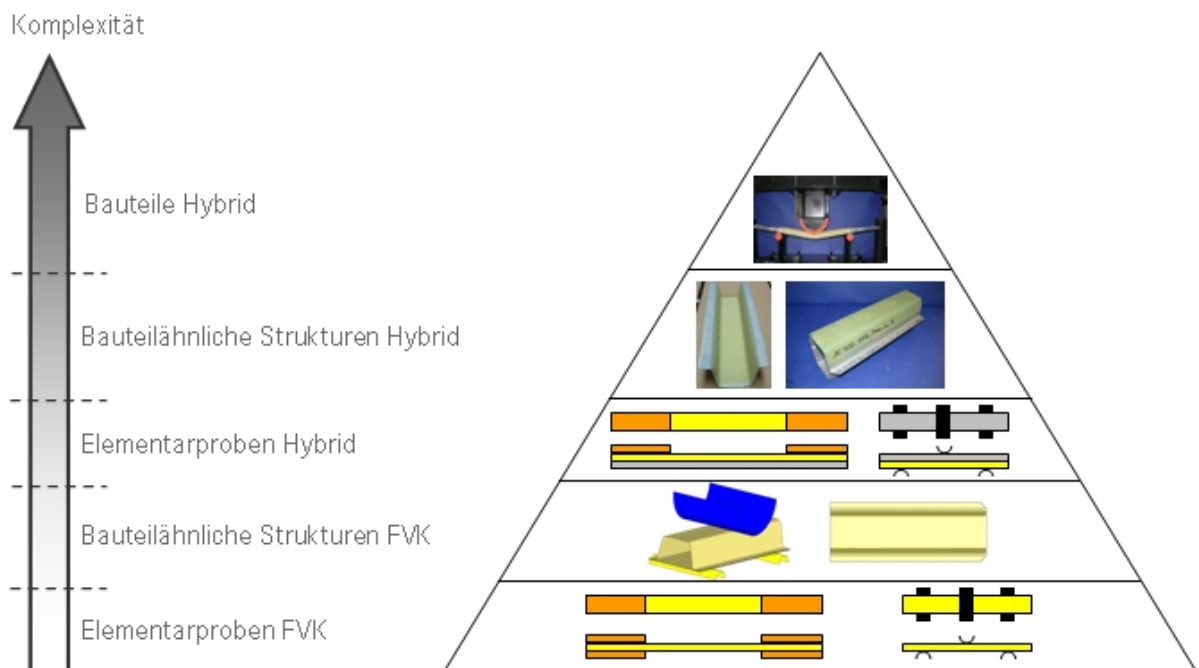


Abbildung 5.1: Steigende Komplexität der untersuchten Probekörper

Um eine strukturierte und grundlegende Aussage über die oben genannten Punkte treffen zu können, werden Untersuchungen an einfachen Probekörpern über bauteilähnliche Strukturen



bis hin zu Strukturbauteilen durchgeführt. Damit gehen die aus den jeweiligen Versuchen gewonnenen Erfahrungen mit der Komplexität der Geometrie und der Einflussparameter einher.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden diverse FVK- sowie Hybrid-Probekörper getestet:

1. Streifenförmige Elementarproben für statische Zugversuche aus reinem Metall, FVK sowie FVK/Metall nach DIN EN ISO 527-x [41] - [43] sowie DIN EN ISO 14129 [46]. Da für hybride Probekörper keine eigenen Normen existieren, werden die Normen der reinen FVK-Probekörper verwendet.
2. Streifenförmige Elementarproben für statische Druckversuche aus FVK nach DIN EN ISO 14126 [45].
3. Streifenförmige Elementarproben für statische 3-Punkt-Biegeversuche aus Metall, FVK und FVK/Metall nach DIN EN ISO 14125 [44]. Auch bei diesen Probekörpern basieren die hybriden Probekörper auf den Normen der reinen FVK-Probekörper.
4. Streifenförmige FVK-Elementarproben zur Bestimmung der interlaminaren Festigkeiten (**D**ouble **C**antilever **B**eam (DCB) und **E**nd **N**otched **F**lexure (ENF)).
5. FVK-Probekörper zur Bestimmung der Bruchfestigkeit der Fasern (**C**ompact **T**ension (CT) und **C**ompact **C**ompression (CC)).
6. Untersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen aus reinem Metall bzw. FVK sowie FVK/Metall: 3-Punkt-Biegung (geschlossene Hutprofile), Stauchung (Doppelhutprofile).
7. Reine Metall-Strukturbauteile (Referenz) und Hybrid-Strukturbauteile (Seitenaufprallschutz (SAPS), Längsträgerprofil, Biegequerträger (BQT)).

## 5.1 Untersuchte Materialien und Materialkombinationen

Basierend auf den Erkenntnissen aus den Arbeiten von Mildner [93], [94] werden in dieser Arbeit reine FVK- und Hybrid-Probekörper bzw. bauteilähnliche Strukturen aus CFK und GFK in Verbindung mit Aluminium (AL6014 und EN AW-7021) bzw. Stahl (ZStE340) untersucht. Die Metallstruktur bildet stets den Grundkörper, der mit FVK (Patch) einseitig verstärkt wird. Der Lagenaufbau spielt bei FVK eine entscheidende Rolle. Aus diesem Grund werden verschiedene Faserorientierungen im Laminat berücksichtigt.

Die Klebeverbindung zwischen FVK und Metall wird durch den auf Epoxidharz basierenden Strukturklebstoff Betamate 1493G der Firma DOW [47] realisiert. Dieser Klebstoff beinhaltet Glaskugeln (in Abb. 5.2 weiß dargestellt). Somit lässt sich ein definierter und damit konstanter und reproduzierbarer Klebespalt von 0,3mm einstellen. Der schematische Aufbau einer hybriden Struktur ist in Abbildung 5.2 dargestellt.



Abbildung 5.2: Aufbau der hybriden Strukturen (GFK/Metall und CFK/Metall)

Sowohl die Kohlenstofffasern als auch die Glasfasern sind in eine Epoxidharzmatrix eingebettet. Verarbeitet werden die FVK-Halbzeuge in Form von vorimprägnierten Gelegen (Prepregs) der Firma SGL Group [118]. Die mechanischen Eigenschaften sind für CFK und GFK in Tabelle 5.1 dargestellt.

Kennwerte		CFK	GFK
E-Modul in Faserrichtung	$E_{\parallel}$	134695MPa	47562MPa
E-Modul in Matrixrichtung	$E_{\perp}$	7298MPa	13695MPa
Schubmodul	$G_{\parallel\perp}$	5000MPa	4011MPa
Zugfestigkeit in Faserrichtung	$X_T$	1912MPa	1365MPa
Zugfestigkeit in Matrixrichtung	$Y_T$	52MPa	62MPa
Druckfestigkeit in Faserrichtung	$X_C$	938MPa	1289MPa
Druckfestigkeit in Matrixrichtung	$Y_C$	175MPa	169MPa
Schubfestigkeit	$S_L$	105MPa	111MPa
Bruchdehnung in Faserrichtung (Zug)	$\epsilon_{f,X_T}$	1,35%	2,91%
Bruchdehnung in Matrixrichtung (Zug)	$\epsilon_{f,Y_T}$	0,72%	0,44%
Bruchdehnung in Faserrichtung (Druck)	$\epsilon_{f,X_C}$	0,81%	2,45%
Bruchdehnung in Matrixrichtung (Druck)	$\epsilon_{f,Y_C}$	2,07%	1,19%
Energiefreisetzungsrate	$\Gamma_a, G_{XT}$	70N/mm	140N/mm
Energiefreisetzungsrate	$G_{XT0}$	21N/mm	42N/mm
Energiefreisetzungsrate	$\Gamma_{kink}, G_{XC}$	55N/mm	111N/mm
Energiefreisetzungsrate	$G_{XC0}$	17N/mm	33N/mm
Energiefreisetzungsrate	$\Gamma_b, G_{YT}$	0,43N/mm	0,81N/mm
Energiefreisetzungsrate	$\Gamma_T, G_{YC}$	3,02N/mm	3,35N/mm
Energiefreisetzungsrate	$\Gamma_L, G_{SL}$	3,02N/mm	3,35N/mm
Dichte	$\rho$	1,55g/cm <sup>3</sup>	1,95g/cm <sup>3</sup>

Tabelle 5.1: Mechanische UD-Eigenschaften der verwendeten FVK-Werkstoffe

Basierend auf den vorgestellten Ausgangsmaterialien und den untersuchten Probekörpern

ergibt sich eine große Anzahl an möglichen Materialkombinationen. Prinzipiell können zwei Kategorien unterschieden werden:

- Versuche, die ausschließlich zur Kennwertermittlung für die Materialkarten der Simulation durchgeführt werden
- Versuche zur Validierung der FVK-Materialkarten der Simulation (Kennwertermittlung teilweise mit eingeschlossen) bzw. Versuche, die zu einem grundlegenden Verständnis der Versagensmechanismen hybrider Strukturen führen

Zu der ersten Kategorie zählen jene Versuche, die ausschließlich für die reinen FVK-Werkstoffe durchgeführt wurden. Tabelle 5.2 zeigt, dass dieser Kategorie die Druckversuche, die Elementarprobenversuche der ENF, DCB sowie die Versuche an den FVK-Probekörpern (CC und CT) zugeordnet werden können.

Proben	Stahl	Aluminium	GFK CFK	GFK-Stahl CFK-Stahl	GFK-Aluminium CFK-Aluminium
Elementarproben Zug	x	x	x	x	x
Elementarproben Druck			x		
Elementarproben 3PB	x	x	x	x	x
Elementarproben (ENF, DCB)			x		
FVK-Probekörper (CC, CT)			x		
Bauteilähnliche Strukturen	x	x	x	x	x
Strukturbauteile	x	x		x	x

Tabelle 5.2: Übersicht der untersuchten Materialkombinationen

## 5.2 Probekörperherstellung

Der in dieser Arbeit verwendete Herstellprozess der FVK-Probekörper bzw. FVK-Bauteile ist das Autoklavverfahren.

Das Autoklavverfahren wird schon seit vielen Jahren u. a. erfolgreich in der Luft- und Raumfahrtindustrie angewendet, um Bauteile von höchster Qualität zu fertigen. Prinzipiell ist dieser Prozess in der Automobilindustrie für die Serienfertigung aufgrund des hohen Fertigungsaufwands und der damit verbundenen geringen Stückzahlen keineswegs zielführend. Letztendlich lassen sich jedoch mit diesem Verfahren sehr kostengünstig und einfach Prototypenbauteile herstellen.

Während zur Gewinnung der Elementarproben Platten hergestellt werden [40], aus denen die einzelnen Prüflinge später mit einer Präzisions-Industriesäge (Diadisc 5200; Fa. Mutronic [95]) ausgeschnitten werden, dienen bei den bauteilähnlichen Strukturen bereits die Metall-Hutprofile als Werkzeug. Dadurch ergeben sich keine Werkzeugkosten und es ist zudem gewährleistet, dass die FVK-Strukturen exakt in das Hutprofil passen.

Der Fertigungsprozess der hybriden Hutprofile ist schematisch in Abbildung 5.3 dargestellt. Zunächst werden die einzelnen Komponenten (Metall und FVK) gefertigt. Anschließend erfolgt die Hybridisierung in einem separaten Klebprozess.

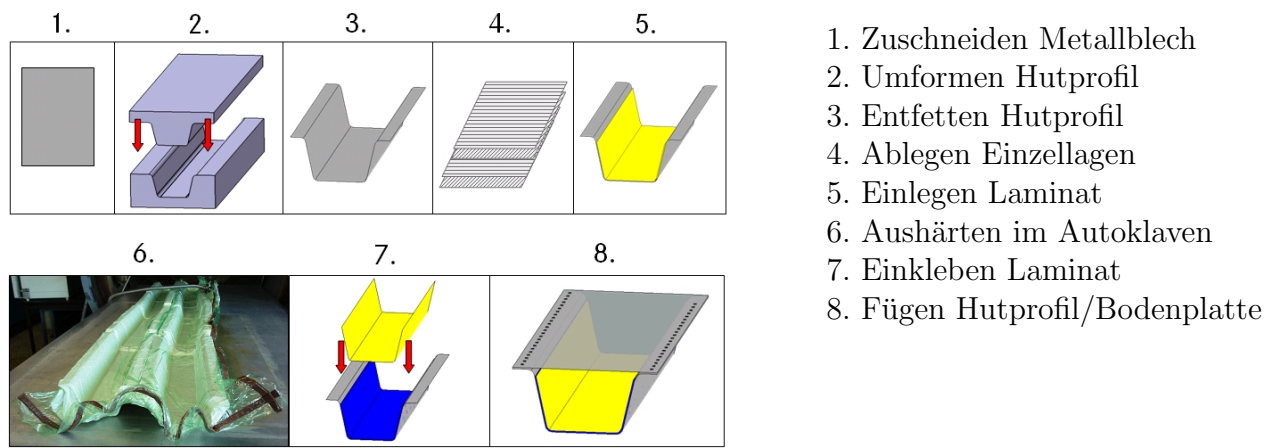


Abbildung 5.3: Fertigungsprozess der hybriden Hutprofile

Für die Herstellung der reinen FVK-Hutprofile wurde ein einfaches Werkzeug aus abgekanntem Stahl gefertigt (Abbildung 5.4).

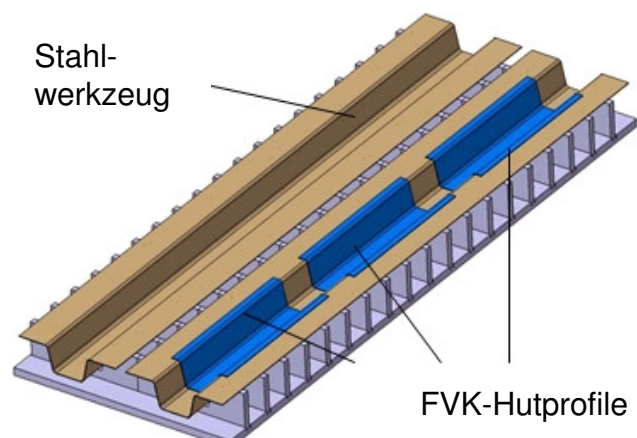


Abbildung 5.4: Werkzeug zur Herstellung der reinen FVK-Hutprofile

## 5.3 Experimentelle Untersuchungen an reinen FVK-Elementar- und bauteilähnlichen Proben

In diesem Kapitel wird zum einen auf die Untersuchungen zur Bestimmung der notwendigen Materialkennwerte der FVK-Werkstoffe für die FEM-Simulation eingegangen. Zum anderen wird der Einfluss der unterschiedlichen Lagenaufbauten der Lamine und das Versagen der bauteilähnlichen FVK-Strukturen beschrieben.

### 5.3.1 Zug, Druck und 3-Punkt-Biegeuntersuchungen von Elementarproben

Um den Einfluss verschiedener Faserorientierungen darstellen zu können, werden insgesamt sechs unterschiedliche Lamine auf Elementarprobenebene für Zug- und 3-Punkt-Biegebelastung untersucht. Diese bieten zum einen die Grundlage, um Vergleiche mit den Hybridproben ziehen zu können, zum anderen wird eine solide Basis für die Validierung der Materialmodelle geschaffen. Aufgrund des komplexen Versuchsaufbaus der Druckprüfung wurden für diesen Lastfall ausschließlich Versuche zur Ermittlung der Kennwerte durchgeführt. Die unidirektionalen Lamine bestehen, wie durch die Prüfnorm vorgegeben, aus 10 Lagen. Für einen symmetrischen Aufbau der Mehrschichtverbunde (MSV) werden 12 Lagen verwendet.

Die Einzellage besitzt bei CFK eine Dicke von 0,22mm und für GFK 0,21mm. Der Faservolumengehalt liegt für CFK und GFK bei ca. 60%. Der Lagenaufbau der in dieser Arbeit untersuchten Lamine für Elementarproben (CFK und GFK) ist wie folgt definiert:

- $[0^\circ]_{10}$  (unidirektional)
- $[90^\circ]_{10}$  (unidirektional)
- $[\pm 45^\circ]_{3s}$ ; symmetrisch; ausgeglichen
- $[0^\circ/90^\circ]_{3s}$ ; symmetrisch; ausgeglichen;  $0^\circ$ -Lage ist die äußerste Lage
- $[0^\circ/45^\circ]_{3s}$ ; symmetrisch; ausgeglichen;  $0^\circ$ -Lage ist die äußerste Lage
- $[90^\circ/45^\circ]_{3s}$ ; symmetrisch; ausgeglichen;  $90^\circ$ -Lage ist die äußerste Lage

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Zug- Druck- und 3-Punkt-Biegeversuche in Spannungs-Dehnungs-Diagrammen dargestellt. Dies gewährleistet eine Unabhängigkeit der Ergebnisse von der Probendicke.

## Zugversuch

Die Zugversuche an den FVK-MSV-Proben wurden mit einer Universalprüfmaschine Z100 mit mechanischen Keilspannbacken unter quasi-statischen Bedingungen nach den oben genannten Normen durchgeführt (vgl. Abb. 5.5). Die Prüfgeschwindigkeit beträgt für alle Proben 1mm/min. Über die Kraftmessdose wird die Maschinenkraft bestimmt. Die Messung der Längenänderung erfolgt über einen Extensometer bzw. Dehnungsmessstreifen (DMS). Sowohl der Extensometer als auch die DMS messen die Verformung in Längs- und Breitenrichtung. Dies ermöglicht die Messung der Querkontraktionszahlen  $\nu_{12}$  und  $\nu_{21}$ .

Die FVK-Proben werden mit sogenannten Aufleimern versehen, um mögliche Schädigungen durch die Einspannungen zu vermeiden. Gleichzeitig sorgen sie für eine flächige Krafteinleitung in die Probe. Um eine möglichst hohe Genauigkeit der Kennwerte für die FEM-Simulation zu erhalten, wird jede Versuchsreihe fünfmal wiederholt. Jene Versuchsreihen, die keine Kennwerte für die Materialkarten der FEM liefern, werden viermal wiederholt.

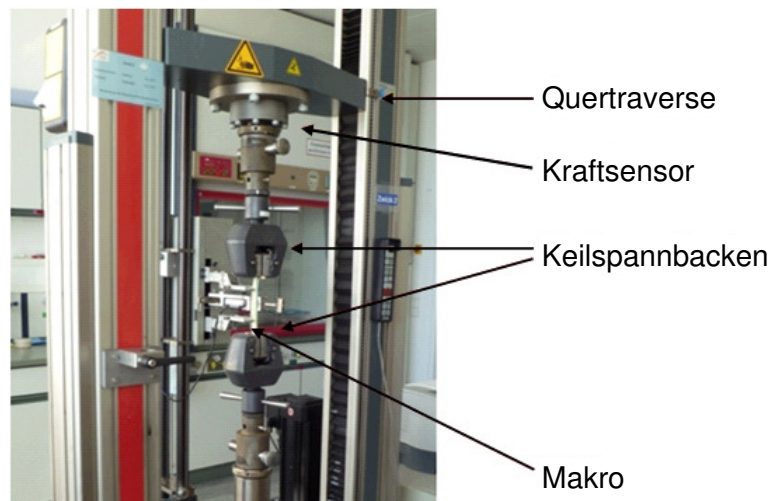


Abbildung 5.5: Zugversuche an der Universalprüfmaschine Z100 (Fa. Zwick [141])

Standardmäßig wird bei der Auswertung von FVK unter Zugbelastung die Ingenieur-Spannung oder auch nominelle Spannung bestimmt. Dabei wird bei FVK von relativ geringen Versagensdehnungen ausgegangen. Im Fall großer Versagensdehnung wie beispielsweise bei Metallen wird die wahre Spannung ermittelt, die sich auf den aktuellen Querschnitt bezieht. Die Spannungswerte  $\sigma$  ergeben sich aus der anliegenden Kraft  $F$  und der Anfangsquerschnittsfläche  $A_0$ .

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (5.1)$$

Unter der Annahme geringer Dehnungen wird die nominelle Dehnung  $\epsilon$  auf die Ausgangslänge  $L_0$  des Längenänderungsaufnehmers (Extensometer) bzw. der Dehnmessstreifen bezogen.

$$\epsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (5.2)$$

Der Elastizitätsmodul  $E$  ist der Quotient aus der Differenz der Spannung  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$  und dem entsprechenden Unterschied der Dehnungen bei den Werten von  $\epsilon_1 = 0,0005$  und  $\epsilon_2 = 0,0025$ . Damit entspricht der Elastizitätsmodul der Steigung im Spannungs-Dehnungs-Diagramm und wird mit folgender Formel berechnet:

$$E = \frac{\Delta \sigma}{\Delta \epsilon} = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\epsilon_2 - \epsilon_1} \quad (5.3)$$

Die Querkontraktionszahl  $\nu$  wird ebenfalls durch den Zugversuch bestimmt und basierend auf dem Hooke'schen Gesetz aus dem Quotienten der Querdehnung  $\epsilon_Q$  (Einschnürung) und der Längsdehnung  $\epsilon_L$  gebildet:

$$\nu = -\frac{\epsilon_Q}{\epsilon_L} \quad (5.4)$$

Die Schubspannung  $\tau_{12}$  bzw. die Schubverformung  $\gamma$  wird wie folgt berechnet:

$$\begin{aligned} \tau_{12} &= \frac{F_m}{2bh} \\ \gamma &= \epsilon_L - \epsilon_Q \end{aligned} \quad (5.5)$$

Der Schubmodul  $G$  wird analog zum Elastizitätsmodul  $E$  aus Gleichung 5.3 mit der Schubspannung  $\tau$  sowie der Schubverformung  $\gamma$  bestimmt. Die entsprechenden Schubspannungen werden bei einer Dehnung von  $\gamma_1 = 0,001$  und  $\gamma_2 = 0,005$  entnommen.

Im Fall der Zugversuche gehen die folgenden Kennwerte in Abhängigkeit des Laminataufbaus direkt in die Werkstoffgesetze bzw. Materialmodelle ein:

- 0°-Laminat: Elastizitätsmodul in Faserrichtung  $E_{\parallel}$
- 0°-Laminat: Zugfestigkeit in Faserrichtung  $X_T$
- 90°-Laminat: Elastizitätsmodul in Matrixrichtung  $E_{\perp}$
- 90°-Laminat: Zugfestigkeit in Matrixrichtung  $Y_T$
- $\pm 45^\circ$ -Laminat: Schubmodul  $G_{\parallel\perp}$
- $\pm 45^\circ$ -Laminat: Schubfestigkeit  $S_L$

Für eine übersichtlichere Darstellung der Ergebnisse erfolgt eine Unterteilung der Laminare in  $0^\circ$ -dominierte Laminare ( $0^\circ$ ,  $0^\circ/90^\circ$ ,  $0^\circ/45^\circ$ ) und  $90^\circ$ -dominierte Laminare ( $90^\circ$ ,  $90^\circ/45^\circ$ ). Die Schubverläufe werden den  $90^\circ$ -dominierten Laminaten zugewiesen. Für die Zugversuche der reinen FVK-Proben werden diese jedoch separat in einem  $\tau$ - $\gamma$ -Diagramm abgebildet.

Abbildung 5.6 zeigt die Ergebnisse des Zugversuchs für die GFK-Proben. Links sind die  $0^\circ$ -dominierten und rechts die  $90^\circ$ -dominierten Laminare dargestellt. Das reine  $0^\circ$ -Laminat erreicht mit 1365MPa die höchste Festigkeit. Das Versagen tritt bei einer Dehnung von 2,9% ein. Das Einbringen von Zwischenlagen mit einer Orientierung, die ungleich  $0^\circ$  ist, führt zu einer Reduzierung der Festigkeit von ca. 50% (vgl. Kurve B und C). Die Ursache hierfür liegt in den um 50% reduzierten  $0^\circ$ -Lagen, die ursprünglich die Lasten getragen haben. Die Steifigkeit des  $0^\circ/90^\circ$ -Laminats und des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats kann als identisch angesehen werden. Die  $45^\circ$ -Lagen wirken sich positiv auf die Festigkeit des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats aus. Diese liegt 8,4% über dem des  $0^\circ/90^\circ$ -Laminats. Die Festigkeit des  $90^\circ$ -Laminats, die der Matrix entspricht, ist 22 mal geringer als die des  $0^\circ$ -Laminats. Das Einbringen der  $45^\circ$ -Lagen des  $90^\circ/45^\circ$ -Laminats führt zu einer 6,1% höheren Festigkeit, verglichen mit dem reinen  $90^\circ$ -Laminat. Im Gegensatz zu den  $90^\circ$ -Proben verhindern die  $45^\circ$ -Lagen ein sofortiges Durchreißen der  $90^\circ/45^\circ$ -Proben. In Tabelle 5.3 sind die Kennwerte aus den Zugversuchen für GFK gegenübergestellt.

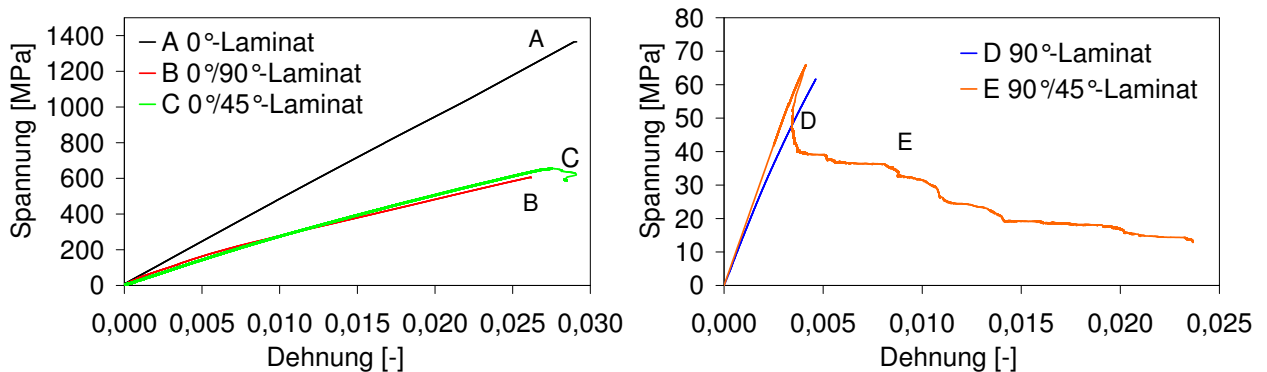


Abbildung 5.6: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der Zugversuche reiner GFK-Proben:  $0^\circ$ -Anteil (links),  $90^\circ$ -Anteil (rechts)

Lagenaufbau	Material	Steifigkeit [MPa]	Festigkeit [MPa]	Bruchdehnung [-]
$0^\circ$ -Laminat	GFK	47562	1365	0,029
$90^\circ$ -Laminat	GFK	13695	62	0,004
$0^\circ/90^\circ$ -Laminat	GFK	31159	607	0,026
$0^\circ/45^\circ$ -Laminat	GFK	28840	658	0,029
$90^\circ/45^\circ$ -Laminat	GFK	15929	66	0,023

Tabelle 5.3: Kennwerte aus den Zugversuchen für GFK



Die unterschiedlichen Versagensmoden von GFK in Abhängigkeit des Lagenaufbaus sind für die Zugbelastung in Abbildung 5.7 abgebildet. Das explosive Versagen der  $0^\circ$ -Probe durch Reißen der Fasern führt zu einem Zerbersten des Laminats. Demgegenüber kommt es bei einem  $90^\circ$ -Laminat zu einem geraden Matrixbruch quer zur Zugrichtung. Das dargestellte  $\pm 45^\circ$ -Laminat weist starke Delaminationen innerhalb der Schichten sowie der einzelnen Lagen auf. Die  $0^\circ/90^\circ$ -Probe zeigt ein Aufspießen der Fasern sowie Delamination (heller Bereich). Der Bruch ist quer zur Zugrichtung. Im Fall des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminataufbaus liegt ein Bruch in  $45^\circ$ -Richtung vor. Zusätzlich tritt Versagen durch lokale Delamination auf. Die  $90^\circ/45^\circ$ -Probe bricht unter einem  $45^\circ$ -Winkel. Außerdem entsteht Delamination entlang des Bruchs.

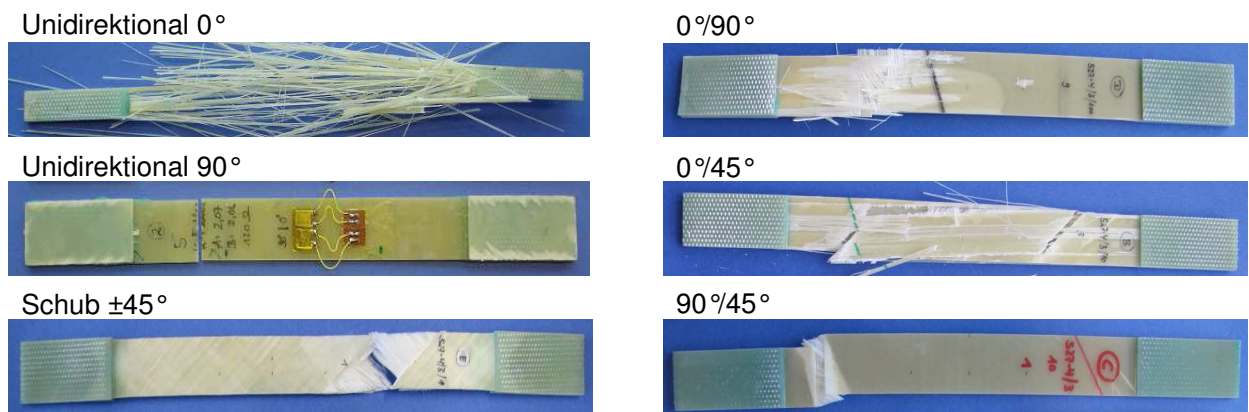


Abbildung 5.7: Übersicht der Versagensmoden von GFK unter Zugbelastung in Abhängigkeit von dem Lagenaufbau der Proben

Für die CFK-Proben ergibt sich ein Verhalten analog zu den GFK-Proben. Auch hier erreicht die unidirektionale  $0^\circ$ -Probe die höchste Festigkeit. Diese ist mit  $1912\text{MPa}$   $40\%$  höher als bei der GFK-Probe. Gleichzeitig reduziert sich jedoch die Dehnung der  $0^\circ$ -CFK-Probe im Vergleich zu der  $0^\circ$ -GFK-Probe um ca.  $54\%$ . Wie zuvor bei den GFK-Proben wirken sich die  $45^\circ$ -Lagen positiv auf die Festigkeit der  $0^\circ/45^\circ$ -Probe im Vergleich zum  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat aus. Bei identischer Steifigkeit der  $0^\circ/90^\circ$ -Probe und  $0^\circ/45^\circ$ -Probe ist die Festigkeit der  $0^\circ/45^\circ$ -Probe  $15,7\%$  höher. Der Unterschied zwischen Matrixfestigkeit ( $90^\circ$ -Laminat) und Faserfestigkeit ( $0^\circ$ -Laminat) ist für CFK größer als für GFK. Die Festigkeit der  $90^\circ$ -Probe ist ca.  $37$ -mal kleiner als die Festigkeit der  $0^\circ$ -Probe. Die  $45^\circ$ -Lagen der  $90^\circ/45^\circ$ -Proben führen zu einem Anstieg der Festigkeit im Vergleich zur  $90^\circ$ -Probe um  $88,4\%$ . Gleichzeitig steigt die Bruchdehnung der  $90^\circ/45^\circ$ -Probe um  $67,5\%$ . Tabelle 5.4 gibt einen Überblick der Kennwerte aus den Zugversuchen für CFK.

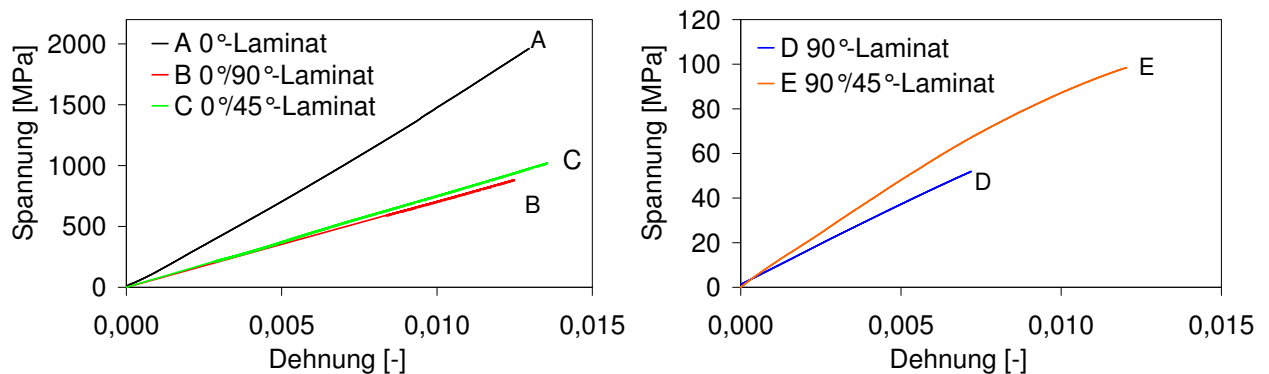


Abbildung 5.8: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der Zugversuche reiner CFK-Proben: 0°-Anteil (links), 90°-Anteil (rechts)

Lagenaufbau	Material	Steifigkeit [MPa]	Festigkeit [MPa]	Bruchdehnung [-]
0°-Laminat	CFK	134695	1912	0,013
90°-Laminat	CFK	7298	52	0,007
0°/90°-Laminat	CFK	70718	883	0,012
0°/45°-Laminat	CFK	75211	1022	0,014
90°/45°-Laminat	CFK	9472	99	0,012

Tabelle 5.4: Kennwerte aus den Zugversuchen für CFK

Die verschiedenen Versagensmoden der auf Zug belasteten CFK-Proben sind aus Abbildung 5.9 zu entnehmen. Wie zuvor die GFK-Probe, versagt die unidirektionale 0°-CFK-Probe explosiv. Es kommt jedoch nicht zu einem Zerspleißen der Probe. Vielmehr entstehen einzelne Segmente, die entlang der Faser brechen. Die 90°-Probe versagt durch einen geraden Matrixbruch längs zur Faserrichtung. Im Fall der  $\pm 45^\circ$ -Probe entstehen während des Zugversuchs sowohl Zwischenfaserbrüche (ZFB) als auch Delamination, wie sie bereits bei der GFK-Probe vorliegt.

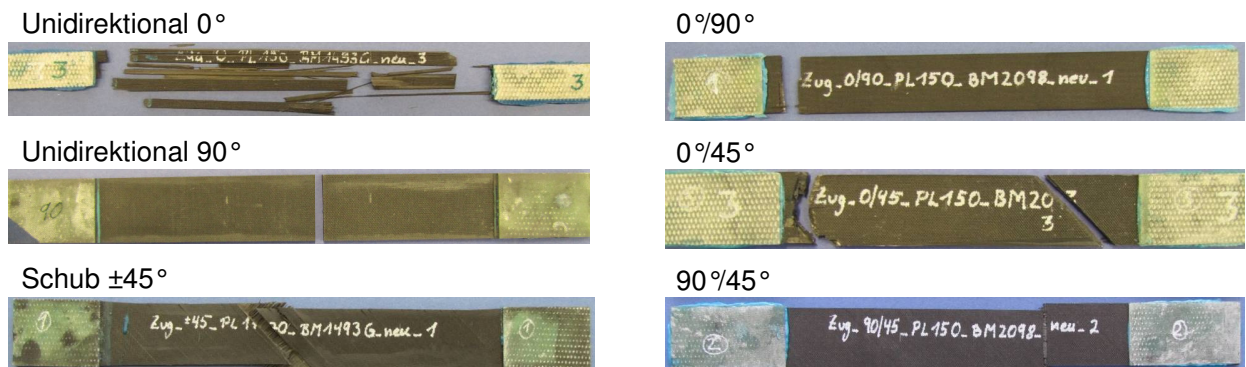


Abbildung 5.9: Übersicht der Versagensmoden von CFK unter Zugbelastung in Abhängigkeit von dem Lagenaufbau der Proben

Die  $0^\circ/90^\circ$ -Probe bricht quer zur Zugrichtung. Zusätzlich kommt es zu starker Delamination einzelner Lagen. Die  $0^\circ/45^\circ$ -Proben haben im Versuch unterschiedlich versagt. Die dargestellte Probe weist einen Bruch in  $45^\circ$ -Richtung sowie einen Bruch quer zur Zugrichtung auf. Bei dem Bruch quer zur Zugrichtung entsteht starke Delamination der Einzellagen. Einige Proben brechen ausschließlich in einem  $45^\circ$ -Winkel, wie zuvor die GFK-Probe. Bei den  $90^\circ/45^\circ$ -Proben kommt es zu einem geraden Bruch senkrecht zur Zugrichtung. Eine Probe bildet die Ausnahme. Diese versagt, wie zuvor die GFK-Proben, in einem  $45^\circ$ -Winkel.

Die  $\pm 45^\circ$ -FVK-Proben werden im  $\tau - \gamma$ -Diagramm dargestellt. Aus diesem Grund erfolgt eine separate Betrachtung der Verläufe. Im Gegensatz zu den bisher vorgestellten Ergebnissen zeigt der in Abbildung 5.10 dargestellte Zugversuch der  $\pm 45^\circ$ -Proben (GFK und CFK) ein komplett anderes Spannungs-Dehnungs-Verhalten, verglichen mit den untersuchten Laminaten oben.

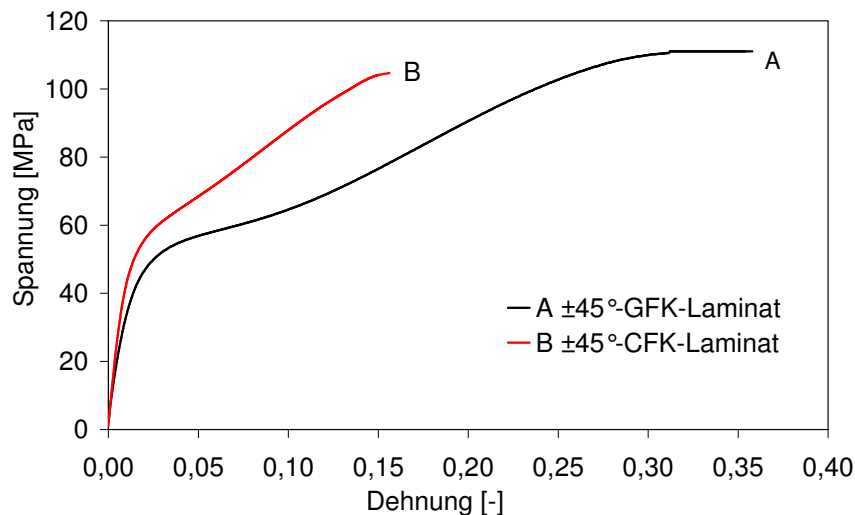


Abbildung 5.10: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der Zugversuche  $\pm 45^\circ$ -FVK-Proben

Der linear-elastische Bereich zu Beginn des Versuchs geht früh in ein nicht-lineares, quasiplastisches Verhalten, das dem Verhalten von Metallen ähnelt, über. Dieses Verhalten resultiert aus dem irreversiblen Umorientieren der Fasern in der Matrix. Gleichzeitig führt diese Umorientierung zu einer zunehmenden Schädigung der Matrix [100]. Ein Vergleich der Bruchdehnungen von GFK und CFK ergibt, dass diese bei GFK ca. 130% höher ist als bei CFK. Dieses Verhalten resultiert unter anderem aus der geringeren Steifigkeit der GFK-Faser. Des Weiteren liegt die Bruchfestigkeit von GFK ca. 6% über der Bruchfestigkeit von CFK.

In Tabelle 5.5 sind die Kennwerte aus den Zugversuchen  $\pm 45^\circ$ -Proben (GFK und CFK) gegenübergestellt.

Lagenaufbau	Material	Steifigkeit [MPa]	Festigkeit [MPa]	Bruchdehnung [-]
$\pm 45^\circ$ -Laminat	GFK	4351,1	111	0,358
$\pm 45^\circ$ -Laminat	CFK	5068,7	105	0,156

Tabelle 5.5: Kennwerte aus den Zugversuchen  $\pm 45^\circ$ -Proben für GFK und CFK

## Druckversuch

Aufgrund von Druckbelastung kommt es bei FVK-Proben sowohl zu Druck- als auch zu Schubversagen [100]. Dies macht die Druckprüfung zu einem sehr komplexen Versuch mit einer teilweise großen Streubreite. Aus diesem Grund werden ausschließlich Versuche zur Ermittlung der Kennwerte an unidirektionalen Proben durchgeführt.

Die Druckversuche wurden an einer Universalprüfmaschine Zwick 1476 [141] geprüft. Wie zuvor bei der Zugprüfung beträgt die Prüfgeschwindigkeit für alle Proben 1mm/min. Für die Druckprüfung, auch unter der Bezeichnung Celanese-Prüfung bekannt, ist die in Abbildung 5.11 dargestellte Druckprüfvorrichtung notwendig. Die freie Einspannlänge beträgt 10mm, was ein korrektes Applizieren der DMS aufwendig macht. Diese wurden auf beiden Seiten der Probe appliziert. Kommt es aufgrund der Druckbelastung zu einem Ausknicken der Probe, kann dies durch die relative Differenz der beiden gemessenen Werte festgestellt werden. Bei der Überschreitung einer in der Norm [45] festgehaltenen Abweichung darf der Versuch nicht gewertet werden. Wie zuvor bei den Zugversuchen, erfolgt die Bestimmung der Spannungen bzw. der Dehnungen auf Basis des Hooke'schen Gesetzes. Es besteht demnach ein linearer Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung.

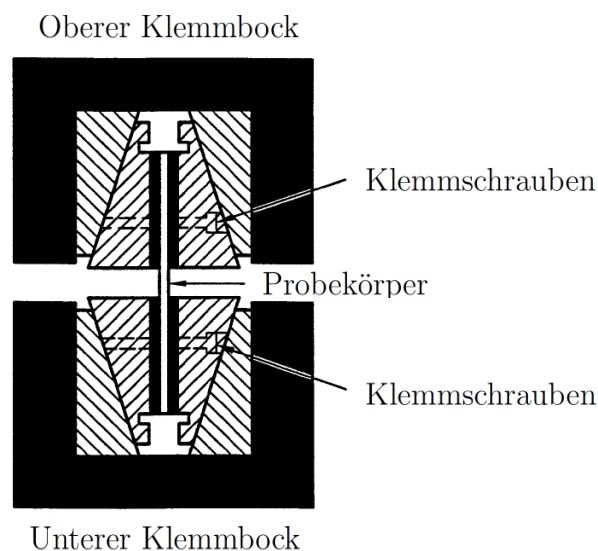


Abbildung 5.11: Celanese-Vorrichtung für Druckprüfung [45]

Um das Verhalten der Faserverbundkunststoffe im elastischen Bereich durch Werkstoffgesetze in der Simulation akkurat beschreiben zu können, bedarf es neben den Kennwerten aus den Zugversuchen weiterer Daten aus den Druckversuchen. Die folgende Übersicht veranschaulicht welche Kennwerte in Abhängigkeit des Laminataufbaus von Bedeutung sind:

- 0°-Laminat: Druckfestigkeit in Faserrichtung  $X_C$
- 90°-Laminat: Druckfestigkeit in Matrixrichtung  $Y_C$

Es fällt auf, dass die ermittelten Elastizitätsmodule unter Druckbelastung in den Werkstoffgesetzen keine Berücksichtigung finden.

Abbildung 5.12 zeigt die Spannungs-Dehnungs-Kurven der 0°- bzw. 90°-Proben für GFK und CFK unter Druckbelastung. Die Druckfestigkeit des 0°-Laminats ist für GFK 660% und für CFK 435% größer als die des 90°-Laminats. Im Gegensatz zu den Zugversuchen weist die 0°-GFK-Probe eine um 37% höhere Festigkeit als die 0°-CFK-Probe auf. Dieses Verhalten ist typisch und resultiert aus dem größeren Durchmesser der Glasfaser im Vergleich zu der Kohlefaser. Des Weiteren ist die Bruchdehnung der 90°-CFK-Probe 74% höher als die der 90°-GFK-Probe. Ein Vergleich der Zug- und Druckfestigkeit von CFK (siehe Tabelle 5.1) ergibt eine Abweichung von ca. 50%. Dieses Verhalten konnte bereits von Peter [100] festgestellt werden. Im Fall von GFK sind die Abweichungen aus bereits genannten Gründen geringer. Tabelle 5.6 zeigt die Kennwerte aus den Druckversuchen für GFK und CFK.

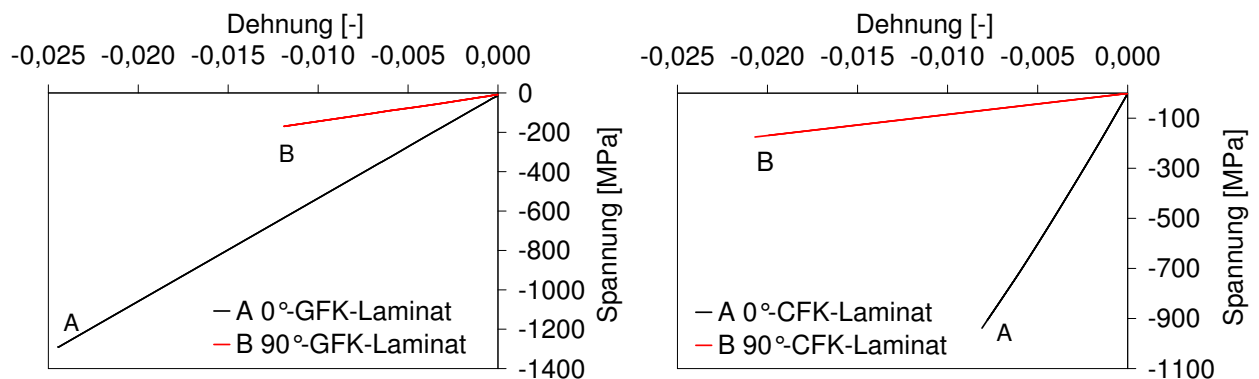


Abbildung 5.12: Spannungs-Dehnungs-Verläufe des Druckversuchs reiner GFK-Proben (links) und reiner CFK-Proben (rechts)

Lagenaufbau	Material	Steifigkeit [MPa]	Festigkeit [MPa]	Bruchdehnung [-]
0°-Laminat	GFK	52229	1289	0,024
90°-Laminat	GFK	8403	169	0,012
0°-Laminat	CFK	122607	938	0,008
90°-Laminat	CFK	14159	175	0,021

Tabelle 5.6: Kennwerte aus den Druckversuchen für GFK und CFK



Die GFK- und CFK-Probekörper nach Einwirken der Druckbelastung sind in Abbildung 5.13 zu sehen. Sowohl die GFK- als auch die CFK-Proben in  $0^\circ$ -Richtung versagen durch Ausknicken der Fasern, wie es in den Arbeiten von Dávila [38] und Pinho [101], [102] beschrieben wird. Dies führt zu einem leicht schrägen Versagenswinkel und dem Aufspießen der Probe an der Bruchstelle. Bei den  $90^\circ$ -Proben kommt es zum Abscheren der Probe durch Schubversagen unter einem Winkel, der in etwa bei  $53^\circ$  liegt. Dies wird in der Theorie der Arbeiten von Dávila [36], Maimí [86] und Pinho [102] ausführlich diskutiert.

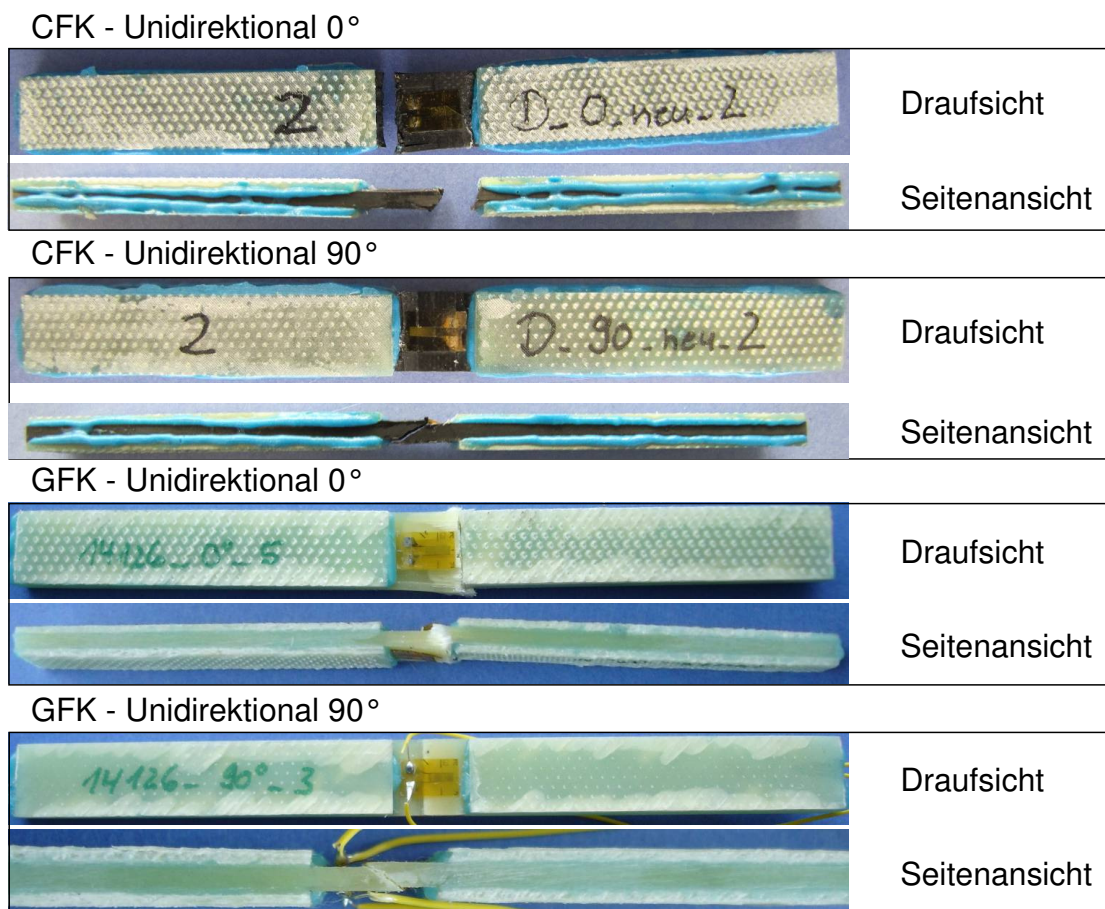


Abbildung 5.13: Übersicht der Versagensmoden von GFK und CFK unter Druckbelastung in Abhängigkeit von dem Lagenaufbau der Proben

### 3-Punkt-Biegeversuch

Die 3-Punkt-Biegeversuche werden mit einer Universalprüfmaschine Zwick 1476 [141], wie sie in Abbildung 5.14 dargestellt ist, durchgeführt. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt auch hier für alle Proben 1mm/min. Die Probekörper werden mit konstanter Geschwindigkeit verformt, bis sie brechen oder bis die Verformung einen vorgegebenen Wert erreicht. Die auf den Probekörper aufgebrauchte Kraft und die Durchbiegung werden während des Versuchs

kontinuierlich gemessen. Die Spannungswerte werden, wie zuvor bei den Zugversuchen, durch die anliegende Kraft und der Ausgangsquerschnittsfläche der Probekörper berechnet.

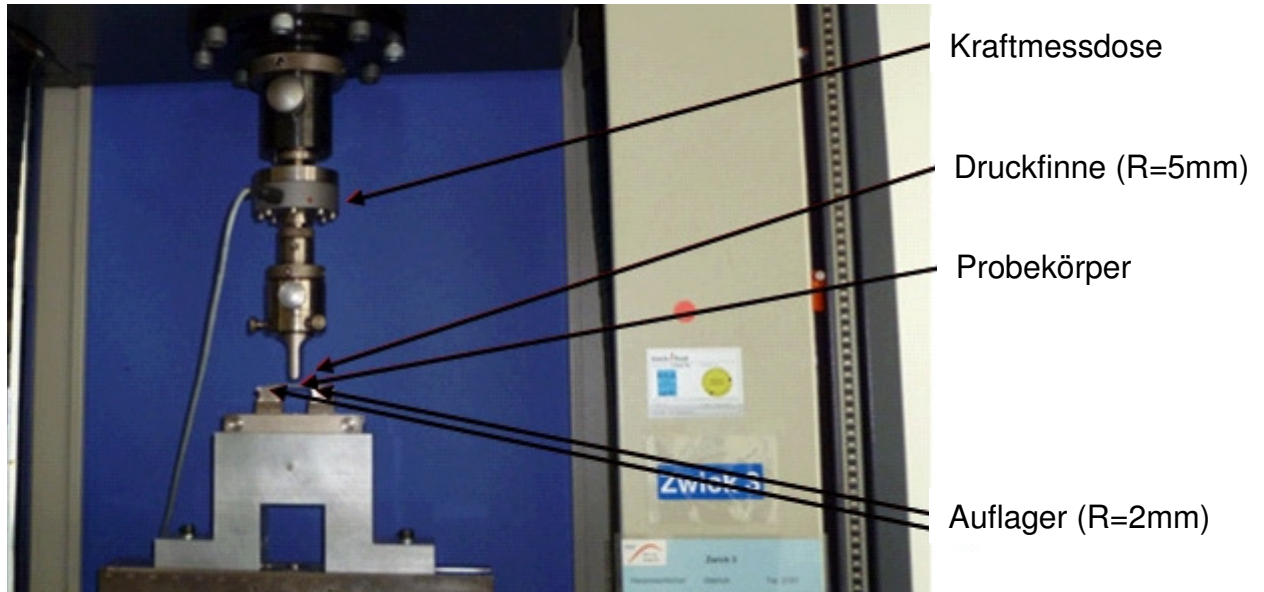


Abbildung 5.14: 3-Punkt-Biegeversuche an der Universalprüfmaschine 1476 (Fa. Zwick [141])

Die Biegehauptgleichung  $\sigma$  und das Widerstandsmoment  $W_x$  lassen sich folgendermaßen bestimmen [18], [19]:

$$\sigma = \frac{M_{b,max}}{W_x} \quad \text{Biegehauptgleichung} \quad (5.6)$$

$$W_x = \frac{bh^2}{6} \quad \text{Widerstandsmoment}$$

Durch den symmetrischen Versuchsaufbau sind die Auflagerkräfte nur halb so groß wie die aufgebrachte Last. Unter Berücksichtigung der Stützweite  $L$  ergibt sich somit für das maximale Biegemoment  $M_{b,max}$  folgende Gleichung:

$$M_{b,max} = \frac{FL}{4} \quad (5.7)$$

Durch Einsetzen des Widerstandsmoments und des maximalen Biegemoments in die Biegehauptgleichung erhält man folgende Beziehung:

$$\sigma = \frac{3FL}{2bh^2} \quad (5.8)$$

Dabei entspricht  $b$  der Breite und  $h$  der Dicke des Probekörpers.

Die Dehnung  $\epsilon$  der Randfaser des Probekörpers kann durch folgende Gleichung bestimmt werden:

$$\epsilon = \frac{6sh}{L^2} \quad (5.9)$$

Nach Böge [18], [19] erhält man für die Durchbiegung  $s$  die Gleichung:

$$s = \frac{FL^3}{48EI_x} \quad (5.10)$$

mit dem axialen Flächenträgheitsmoment  $I_x$ :

$$I_x = \frac{bh^3}{12} \quad (5.11)$$

Für Durchbiegungen die größer als 0,1 L sind muss nach DIN Norm [44] folgende Gleichung zur Bestimmung der Biegespannung  $\sigma$  angewendet werden:

$$\sigma = \frac{3FL}{2bh^2} \left( 1 + 6 \left( \frac{s}{L} \right)^2 - 3 \left( \frac{sh}{L^2} \right) \right) \quad (5.12)$$

Die korrigierte Dehnung bei großer Durchbiegung lässt sich wie folgt berechnen:

$$\epsilon = \frac{h}{L} \left( 6 \frac{s}{L} - 24,37 \left( \frac{s}{L} \right)^3 + 62,17 \left( \frac{s}{L} \right)^5 \right) \quad (5.13)$$

In Abbildung 5.15 sind Ergebnisse der 3-Punkt-Biegeversuche für GFK dargestellt. Das unidirektionale  $0^\circ$ -Laminat erreicht eine Festigkeit von 1662MPa bei einer Dehnung von 3,7%. Die Abweichung der Festigkeit bzw. der Dehnung zwischen der  $0^\circ/90^\circ$ -Probe und der  $0^\circ/45^\circ$ -Probe liegt bei 1%. Durch die  $90^\circ$ - bzw.  $45^\circ$ -Lagen reduziert sich die Festigkeit der  $0^\circ/90^\circ$ -Proben und  $0^\circ/45^\circ$ -Proben im Vergleich zu der reinen  $0^\circ$ -Probe um ca. 35%. Gleichzeitig reduziert sich die Bruchdehnung um ca. 3%.

Die  $0^\circ$ -dominierten Proben (links) sowie die  $90^\circ$ -Probe (rechts) zeigen ein ideal linear-elastisches Verhalten bis zum Bruch. Der Verlauf der  $90^\circ/45^\circ$ - und der  $\pm 45^\circ$ -Probe ähnelt dem plastischen Fließen von Metallen. Dieses Verhalten resultiert, wie bereits zuvor bei den Zugversuchen der  $\pm 45^\circ$ -Proben, aus einer irreversiblen Umorientierung der Fasern [100]. Sowohl bei der  $90^\circ/45^\circ$ -Probe als auch bei der  $\pm 45^\circ$ -Probe kam es zu keinem Bruch der Probe. Der Versuch wurde angehalten, da der maximale Messweg der Versuchsvorrichtung erreicht wurde. In Tabelle 5.7 sind die Kennwerte aus den 3-Punkt-Biegeversuchen für GFK dargestellt.



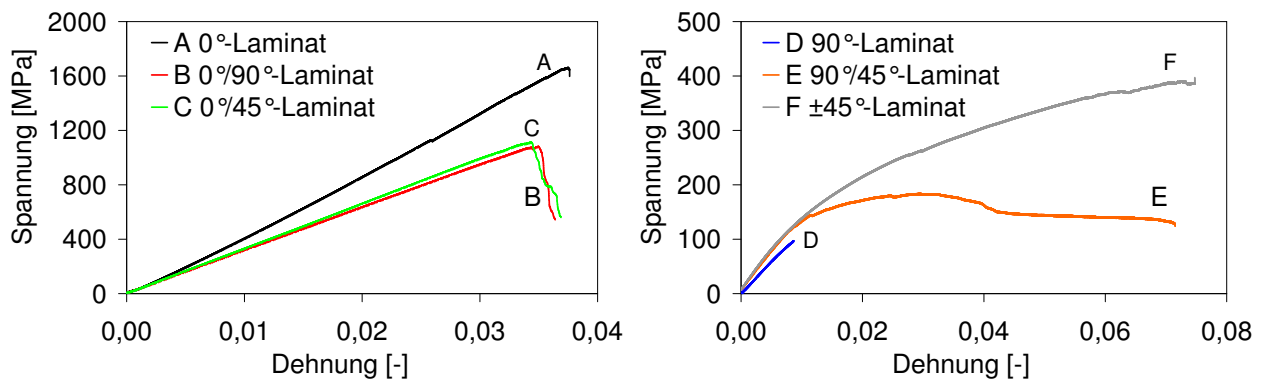


Abbildung 5.15: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der 3-Punkt-Biegeversuche reiner GFK-Proben: 0°-Anteil (links), 90°-Anteil (rechts)

Lagenaufbau	Material	Steifigkeit [MPa]	Festigkeit [MPa]	Dehnung [-]
0°-Laminat	GFK	34632	1662	0,038
90°-Laminat	GFK	11938	97	0,009
0°/90°-Laminat	GFK	30935	1082	0,035
0°/45°-Laminat	GFK	32511	1113	0,034
90°/45°-Laminat	GFK	14487	184	0,072
±45°-Laminat	GFK	15580	397	0,074

Tabelle 5.7: Kennwerte aus den 3-Punkt-Biegeversuchen für GFK

Abbildung 5.16 gibt eine Übersicht der versagten GFK-Probekörper in Abhängigkeit unterschiedlicher Lagenorientierungen der Proben. Es zeigt sich, dass trotz starker Verformungen keine Probe vollständig durchgebrochen ist. Der starke Abfall der Spannung (vgl. Abb. 5.15) belegt jedoch eindeutig das Versagen der Proben.

Die 0°-Probe weist starke Delaminationen in den hellen Bereichen auf. Die Schädigung zieht sich quer zur Probenlängsachse. Das Matrixversagen der 90°-Probe entsteht entlang der Fasern (hell verfärbt). Im Fall der ±45°-Probe kommt es zu keinem Bruchversagen. Deshalb ist an dieser Stelle auch die Seitenansicht gewählt worden. Aus dieser Ansicht ist deutlich eine bleibende Verformung nach Einwirken der Kraft zu erkennen. Dies ist bei den anderen Proben ebenso der Fall. Diese haben jedoch alle eine Schädigung durch die Krafteinwirkung erfahren. Sowohl die 0°/90°-Probe als auch die 0°/45°-Probe weisen Zwischenfaserbrüche und Delamination auf. Für die 0°/90°-Probe entsteht die Schädigung in 90°-Richtung, die Schädigung der 0°/45°-Probe verläuft in 45°-Richtung zur Probenlängsachse. Beide Laminat zeigen an der Druckseite eine in 90°-Richtung verlaufende Schädigung durch Knicken der oberen 0°-Lagen. Auch bei der 90°/45°-Probe entstehen Zwischenfaserbrüche und Delamination. Das Versagensbild ist auf der Druckseite ähnlich wie auf der Auflagerseite.

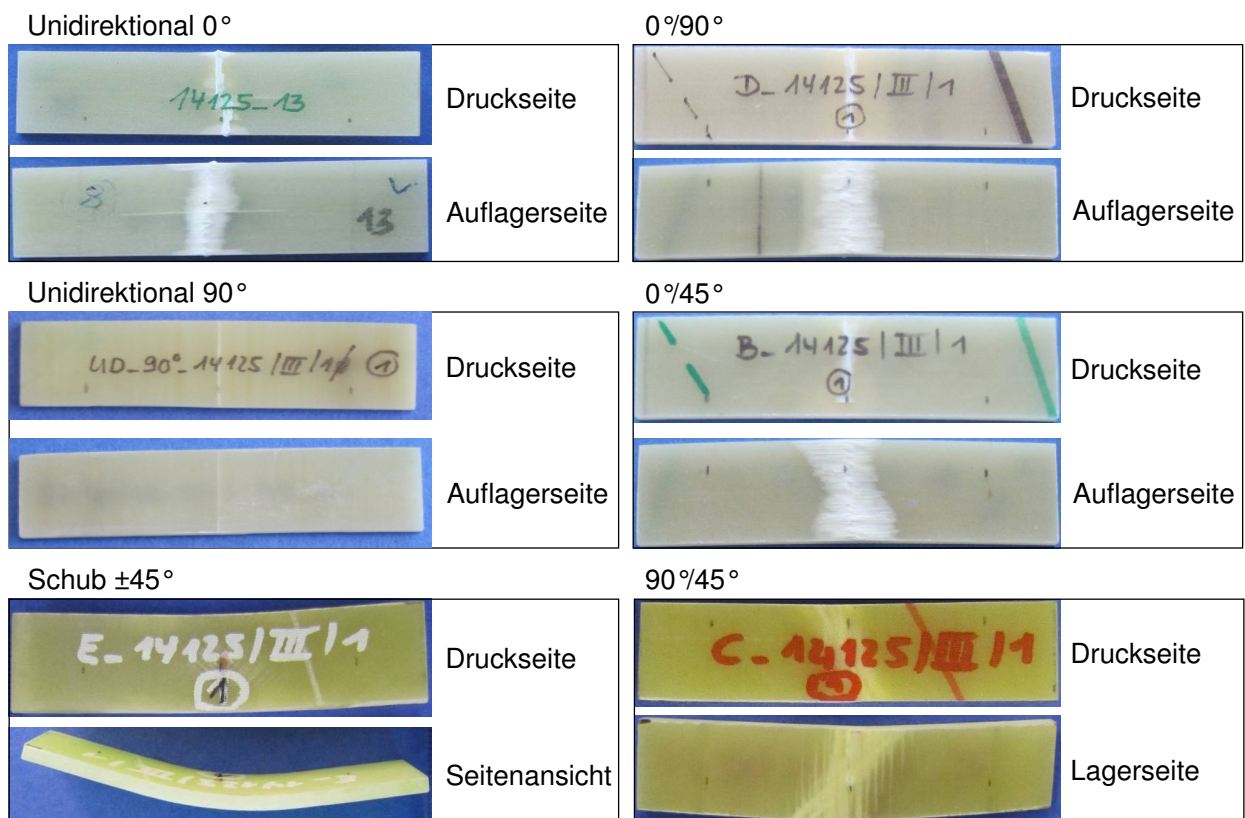


Abbildung 5.16: Übersicht der Versagensmoden von GFK unter 3-Punkt-Biegebelastung in Abhängigkeit des Lagenaufbaus der Proben

Aus Abbildung 5.17 geht hervor, dass die maximale Biegefestigkeit der  $0^\circ$ -CFK-Probe mit 1381MPa ca. 17% geringer ist als die der entsprechenden GFK-Probe. Wie bereits bei den Zugproben, ist die Bruchdehnung der CFK-Proben unter der 3-Punkt-Biegebelastung etwa halb so groß wie die der entsprechenden GFK-Proben. Im Gegensatz zu den GFK-Proben besitzen die  $0^\circ/90^\circ$ - und die  $0^\circ/45^\circ$ -CFK-Proben eine höhere Bruchdehnung als die  $0^\circ$ -Probe. Die Bruchdehnung der  $0^\circ/90^\circ$ -CFK-Probe ist 8% höher als die der  $0^\circ/45^\circ$ -CFK-Probe. Die Festigkeit der  $0^\circ/90^\circ$ -CFK-Probe liegt 2% über der Festigkeit der  $0^\circ/45^\circ$ -CFK-Probe. Analog zu den  $0^\circ$ - und  $90^\circ$ -GFK-Proben weisen die entsprechenden CFK-Proben ein ideal-linear-elastisches Verhalten bis zum Bruch auf. Demgegenüber ist das Verhalten der  $0^\circ/90^\circ$ - sowie der  $0^\circ/45^\circ$ -CFK-Probe eindeutig nicht linear. Der Abfall der Festigkeit der  $0^\circ/90^\circ$ -Probe resultiert aus dem Versagen einzelner  $0^\circ$ -Fasern. Der Steifigkeitsverlust im Laufe der Verformung ist bei der  $90^\circ/45^\circ$ - und der  $\pm 45^\circ$ -CFK-Probe deutlich geringer als bei den entsprechenden GFK-Proben.

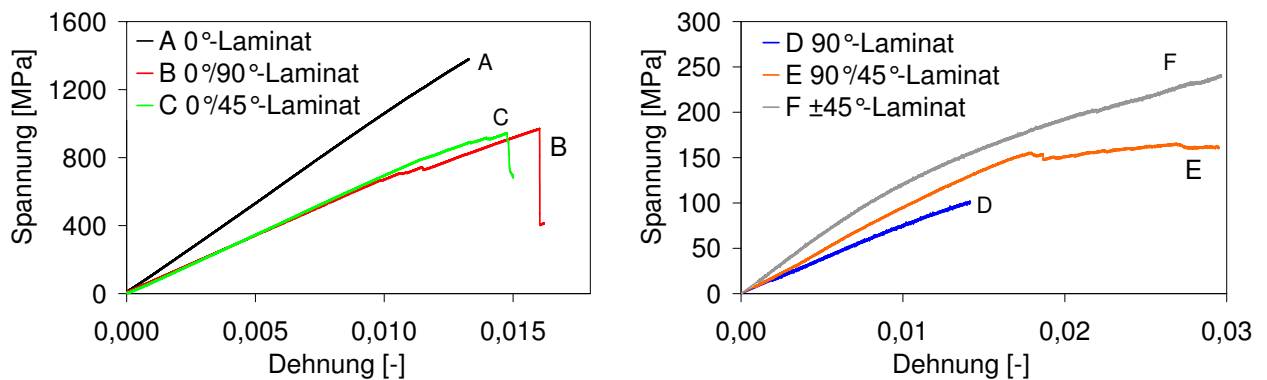


Abbildung 5.17: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der 3-Punkt-Biegeversuche reiner CFK-Proben: 0°-Anteil (links), 90°-Anteil (rechts)

Tabelle 5.8 zeigt die Kennwerte aus den 3-Punkt-Biegeversuchen für CFK.

Lagenaufbau	Material	Steifigkeit [MPa]	Festigkeit [MPa]	Dehnung [-]
0°-Laminat	CFK	103980	1381	0,013
90°-Laminat	CFK	8105	102	0,014
0°/90°-Laminat	CFK	67261	971	0,016
0°/45°-Laminat	CFK	68841	946	0,015
90°/45°-Laminat	CFK	9061	166	0,029
±45°-Laminat	CFK	13127	237	0,029

Tabelle 5.8: Kennwerte aus den 3-Punkt-Biegeversuchen für CFK

Im Fall der CFK-Proben ist sowohl die 0°-Probe als auch die 90°-Probe vollständig in zwei Teile gebrochen (vgl. Abb. 5.18). Beide Proben versagen quer zur Probenlängsachse. Durch das Aufsplintern der Fasern ist der Bruch der 0°-Probe grob bzw. verzahnt, der Bruch der 90°-Probe ist hingegen glatt. Wie zuvor bei GFK ist auch die CFK ±45°-Probe bei Erreichen der maximal möglichen Durchbiegung nicht gebrochen. Die 0°/90°-Probe weist Delamination auf. Hierbei bilden sich Lagenpakete, die sich aus einer 0°-Lage und einer 90°-Lage zusammensetzen. Diese Pakete sind zudem teilweise in 90°-Richtung gebrochen. Es kommt jedoch nicht zu einem vollständigen Durchbrechen der Probe. Bei der 0°/45°-Probe bilden sich ebenfalls Lagenpakete. Im Gegensatz zu der 0°/90°-Probe brechen die unteren Lagen der 0°/45°-Probe nicht. Beide Laminat zeigen, wie zuvor bei GFK, an der Druckseite eine in 90°-Richtung verlaufende Schädigung durch Knicken der oberen 0°-Lagen. Im Fall der 90°/45°-Probe ist auf der Auflagerseite eine leichte Separation (interlaminare Delamination) der äußeren 90°-Lagen zu erkennen.

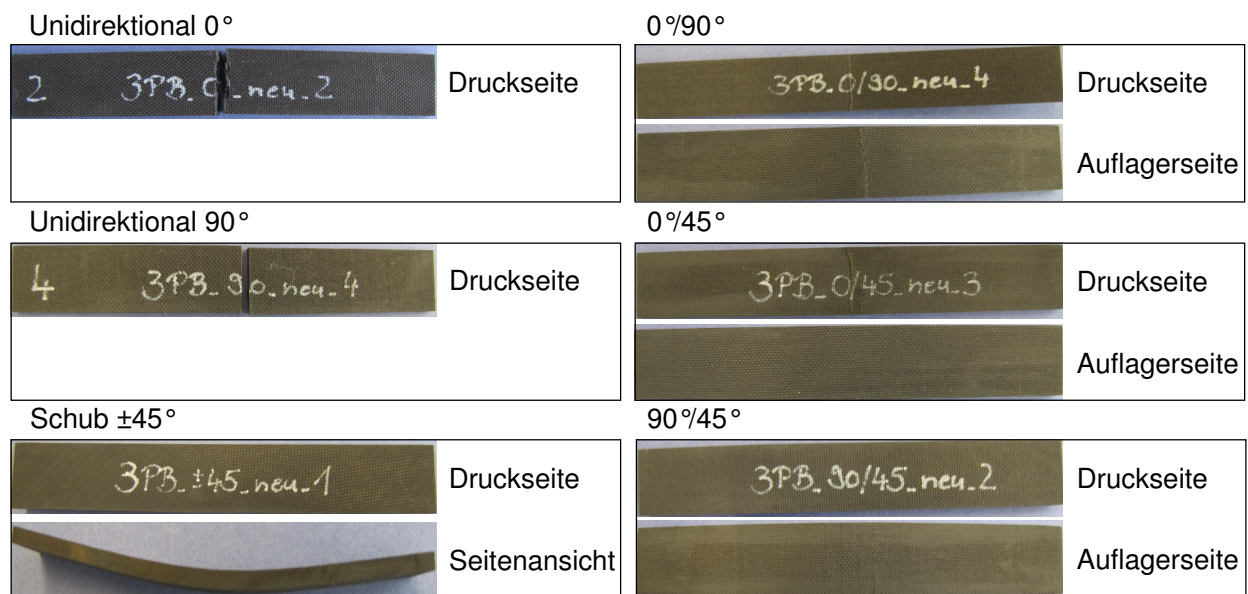


Abbildung 5.18: Übersicht der Versagensmoden von CFK unter 3-Punkt-Biegebelastung in Abhängigkeit des Lagenaufbaus der Proben

### 5.3.2 Stauch- und 3-Punkt-Biegeuntersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen

Nachdem das Versagensverhalten diverser GFK- und CFK-Laminat auf Basis von Elementarproben ausführlich diskutiert wurde, wird im Folgenden auf das Versagensverhalten bauteilähnlicher Strukturen eingegangen. Des Weiteren werden die damit einhergehenden physikalischen Phänomene unter Crashbelastungen untersucht. Die aus den Versuchen gewonnenen Erkenntnisse bezüglich des Versagensverhaltens werden in Kapitel 5.4.2 mit den Erkenntnissen aus hybriden Untersuchungen verglichen. Die dynamischen Untersuchungen werden in der Fallturmanlage des Forschungszentrums der Daimler AG in Ulm durchgeführt.

Die Ergebnisse der reinen FVK- sowie der hybriden Elementarproben haben gezeigt, dass die höchste Festigkeit mit einem reinen 0°-UD-Laminat erzielt wird. Die Untersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen von Mildner [93], [94] ergeben jedoch, dass es bei einer reinen 0°-UD-Verstärkung zu keiner wesentlichen Performance-Steigerung, verglichen mit dem reinen Metallprofil, kommt. Die Ursache liegt in einem frühen Versagen der Matrix aufgrund der Belastung quer zur Faserrichtung. Infolgedessen wird der Fokus bereits bei den bauteilähnlichen Strukturen aus reinem FVK auf das 0°/90°-Laminat gelegt.

In dieser Arbeit werden die folgenden Laminare an bauteilähnlichen Strukturen untersucht:

- $[0^\circ/90^\circ]$ ; CFK; 12-lagig; symmetrisch; ausgeglichen
- $[0^\circ/90^\circ]$ ; GFK; 12-lagig; symmetrisch; ausgeglichen
- $[\pm 45^\circ]$ ; GFK; 12-lagig; symmetrisch; ausgeglichen

Die Kraftmessung erfolgt über Kraftmessdosen im Boden. Der Weg wird über die Ausbreitung einer Schallwelle in einem Wegmessstab gemessen. Dabei fungiert ein an der Falleinrichtung angebrachter Magnet als Spiegel. So kann dessen momentane Position über die Laufzeit der Ultraschallwelle errechnet werden. Die Aufprallgeschwindigkeit wird kurz vor dem Auftreffen des Impaktors auf den Prüfkörper mit zwei Lichtschranken (1000 Impulse pro Sekunde) gemessen. Zur optischen Auswertung steht eine Hochgeschwindigkeitskamera zur Verfügung, die bis zu 10.000 Bilder pro Sekunde aufzeichnet. Die Ergebnisse werden anhand von Kraft-Weg-Diagrammen dargestellt.

### **Charakteristische Kennwerte und Bewertungskriterien des Bauteilverhaltens**

Um die in dieser Arbeit vorliegenden Bauteile unter den entsprechenden Belastungszuständen analysieren zu können werden entsprechende charakteristische Kennwerte bzw. Bewertungskriterien herangezogen. Diese sind teilweise von der Belastungsart abhängig. Die Kriterien finden sowohl für die reinen FVK-Bauteile als auch für die hybriden Bauteile Anwendung.

Die folgenden Kennwerte und Kriterien fließen in die Bewertung des Bauteilverhaltens ein. Werte die ausschließlich bei Stauchbelastungen Berücksichtigung finden sind mit (S) gekennzeichnet:

- Mittlere Kraft ( $F_m$ ), (S)
- Schwankungsbreite der Kraft ( $\Delta F$ ), (S)
- Maximale Kraft ( $F_{max}$ )
- Maximale Intrusion ( $s_{max}$ )
- Energieabsorption ( $E_{abs}$ )
- Spezifische Energieabsorption ( $E_{spez}$ ), (S)
- Lastgleichförmigkeit (LG), (S)
- Versagensverhalten (gutmütig, katastrophal)
- Instabilitäten, (S)

Eine Priorisierung erfolgt in Abhängigkeit des Belastungszustandes. Im Fall der 3-Punkt-Biegung liegt der Fokus auf der Strukturintegrität, also einem gutmütigen Bauteilverhalten. Es muss gewährleistet sein, dass es zu keinem Totalversagen der Struktur kommt. Gleichzeitig ist ein geringer Intrusionsweg das Ziel, um bei einem Seitencrash eine minimale Intrusion der Fahrgastzelle zu erzielen.

Bei den Untersuchungen unter Stauchbelastung wird das Augenmerk auf eine hohe (spezifische) Energieabsorption gelegt. Damit einhergehend ist ein hohes mittleres Kraftniveau. Weitere Berücksichtigung finden die Lastgleichförmigkeit (LG), Instabilitäten und die maximale Intrusion, die mit einer hohen spezifischen Energieabsorption verbunden ist. Es ist festzuhalten, dass ein zu hohes Kraftniveau einen negativen Einfluss auf die Beschleunigungswerte der Insassen haben kann. In diesem Fall müssen Maßnahmen getroffen werden, die diesem Effekt entgegenwirken. Dieses Verhalten wird fahrzeugspezifisch definiert und muss demnach in einer Gesamtfahrzeugumgebung untersucht werden. Aus diesem Grund bleibt es in dieser Arbeit unberücksichtigt.

Im Folgenden wird auf die entsprechenden Kennwerte energieabsorbierender Bauteile anhand von Abbildung 5.19 eingegangen. Das Impaktverhalten wird in eine Kraftanstiegsphase sowie sich eine daran anschließende Hauptcrashphase gegliedert [100]. Den Übergang der Phasen bildet die maximale Kraft ( $F_{max}$ ). Das Niveau der mittleren Kraft ( $F_m$ ) entspricht dem Kraftniveau innerhalb der Hauptcrashphase und definiert gleichzeitig die Qualität der Energieaufnahme.

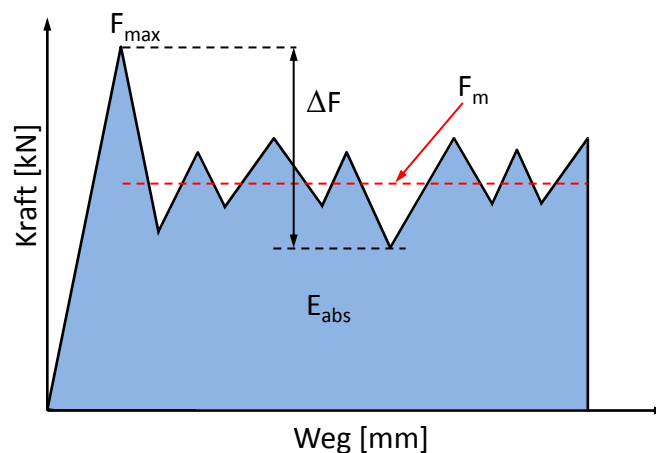


Abbildung 5.19: Typischer Kraft-Weg-Verlauf energieabsorbierender Bauteile

Der blaue Bereich unterhalb der Kraft-Verformungs-Kurve entspricht der absorbierten Ener-



gie  $E_{abs}$  und wird durch das Integral über den Intrusionsweg  $s$  bestimmt:

$$E_{abs} = \int_0^s f(s) ds \quad (5.14)$$

Die massenspezifische Energieabsorption wird aus dem Verhältnis der Energie und der zerstörten Bauteilmasse ( $m_{zerst}$ ) gebildet. Sie dient als Maß der Leichtbaueffizienz des entsprechenden Bauteils.

$$E_{spez} = \frac{E_{abs}}{m_{zerst}} \quad (5.15)$$

Die Lastgleichförmigkeit  $LG$  ist der Quotient aus der maximalen Kraft  $F_{max}$  und der mittleren Kraft  $F_m$  [84]:

$$LG = \frac{F_{max}}{F_m} \quad (5.16)$$

### 3-Punkt-Biegeversuch

Abbildung 5.20 zeigt den Versuchsaufbau und die Probengeometrie für den Lastfall 3-Punkt-Biegung. Bei der Probengeometrie handelt es sich um ein geschlossenes Hutprofil. Die Bodenplatte wird mit dem Hutprofil durch eine Klebe-Nietverbindung gefügt. Dies soll sicherstellen, dass es zu keinem Versagen der Fügestelle kommt. Während des Versuchs liegen die Probekörper frei auf den Lagern auf. Der Impaktor hat einen Radius von 100mm und eine Masse von 218kg. Der Radius der Auflager beträgt 25mm. Die Auflager sind 450mm voneinander entfernt. Die reinen FVK-Probekörper werden im Fall der 3-Punkt-Biegung mit einer Impaktorenergie von 1700J beaufschlagt. Die Energie resultiert aus der Fallmasse sowie der Fallhöhe des Impaktors. Die daraus resultierende Impaktgeschwindigkeit beträgt 3,95m/s.

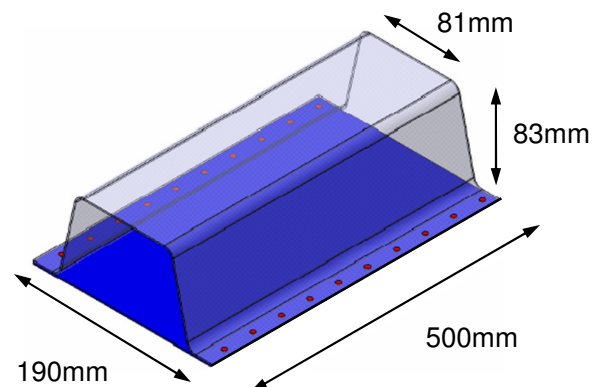
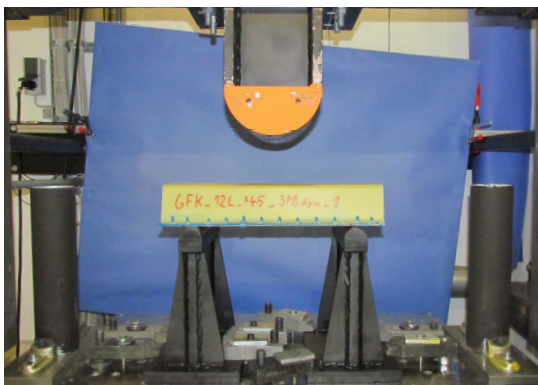


Abbildung 5.20: Versuchsaufbau und Probengeometrie für den Lastfall 3-Punkt-Biegung

In Abbildung 5.21 sind die Kraft-Weg-Verläufe der reinen FVK-Probekörper dargestellt. Der Kraftanstieg des CFK-Profils ist aufgrund der höheren Steifigkeit und Festigkeit der Kohlenstofffaser deutlich größer, verglichen mit den GFK-Profilen. Ein ausgeprägtes Beulverhalten der Struktur wie bei den GFK-Profilen liegt nicht vor. Lediglich bei ca. 30kN ist ein kurzzeitiger Kraftabfall festzustellen. In diesem Fall geben die Seitenwände des Hutprofils minimal nach, bevor es aufgrund der Kraftumlagerung zu einem erneuten Kraftanstieg kommt. Nach Erreichen der maximalen Kraft von 40,5kN kollabiert die Struktur vollständig. Das Profil bricht in der Mitte auseinander und die Strukturintegrität geht verloren.. Der weitere Kraftverlauf resultiert aus dem Verklemmen der beiden Profilhälften zwischen dem Impaktor und den Auflagern.

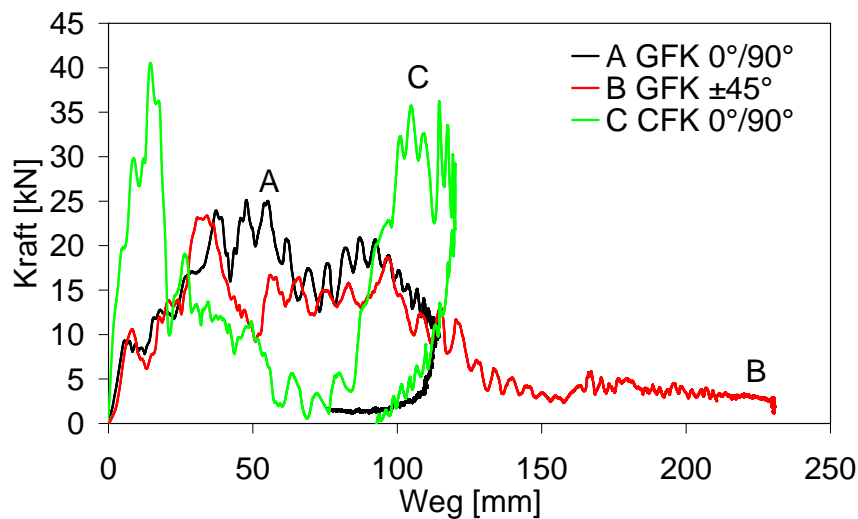


Abbildung 5.21: Kraft-Weg-Verläufe der 3-Punkt-Biegeversuche reiner FVK-Hutprofile

Bei dem  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Profil kommt es bereits bei einer Kraft von ca. 10,0kN zum Erstversagen der Struktur und somit zu einem leichten Kraftabfall. In diesem Fall beginnt das Profil jedoch direkt an den oberen Radien des Profils leicht zu Beulen (vgl. Abbildung 5.22 (1)).

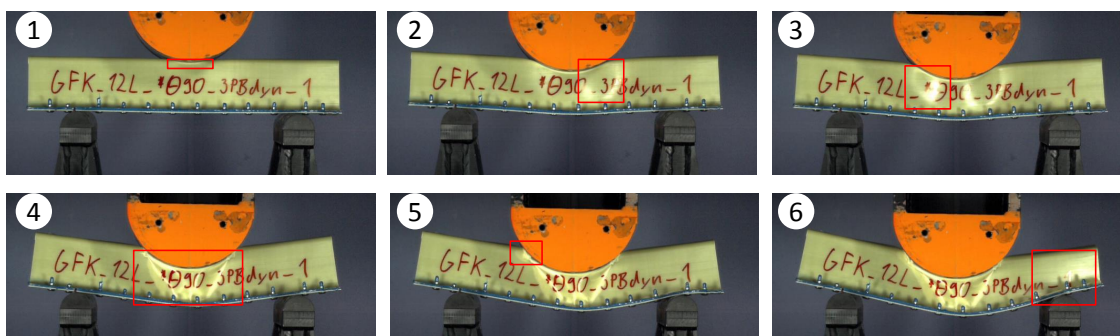


Abbildung 5.22: Versagensverhalten des  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Hutprofils unter 3-Punkt-Biegebelastung



Bei einer Kraft von ca. 24kN gibt die Seitenwand rechts des Impaktors nach (2). Bei Erreichen der maximalen Kraft von 25,1kN bildet sich eine Falte an der Seitenwand des Profils links vom Impaktor (3). Der erneute Anstieg der Kraft (bei ca. 60mm Intrusion) resultiert in ein großflächiges Beulen der Seitenwand unterhalb des Impaktors (4). Dies führt zu einem deutlichen Kraftabfall auf ein Niveau von ca. 15kN. Im Folgenden kommt es unter einem oszillierenden Kraftanstieg zu erneutem Versagen entlang der oberen Kante des Profils (5), bis schlussendlich die Seitenwand bei ca. 90mm Intrusion auf Höhe des rechten Lagers nachgibt (6).

Das  $\pm 45^\circ$ -GFK-Profil beginnt ebenfalls bei einem Kraftniveau von ca. 10,0kN zu Beulen. Nach Erreichen des maximalen Kraftniveaus in Höhe von 23,2kN kommt es zu einem großflächigen Falten der Struktur, dass dem  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Profil in Punkt (4) sehr ähnelt. Im Folgenden Verlauf gibt die Struktur weiter nach bis es zum vollständigen Kollabieren der Seitenwände kommt (vgl. Abb. 5.23, rechts)

Die  $0^\circ$ -Lagen des  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Profils führen, verglichen mit dem  $\pm 45^\circ$ -Profil, zu einem im Mittel höheren Kraftniveau und dadurch zu einer deutlich geringeren Eindringtiefe des Impaktors. Im Vergleich zu dem  $\pm 45^\circ$ -Profil ist die Eindringtiefe des  $0^\circ/90^\circ$ -Profils um 50% geringer (vgl. Abb. 5.23).

In Tabelle 5.9 sind die experimentellen Ergebnisse aus den 3-Punkt-Biegeversuchen der bauteilähnlichen Strukturen aus FVK zusammengefasst.

	GFK $0^\circ/90^\circ$	GFK $\pm 45^\circ$	CFK $0^\circ/90^\circ$
max. Kraft [kN]	25,1	23,4	40,5
max. Weg [mm]	114,5	230,8	-
Gewicht [kg]	1,30	1,33	1,20

Tabelle 5.9: Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse der bauteilähnlichen Strukturen aus FVK für den 3-Punkt-Biegeversuch



Abbildung 5.23: Maximale Intrusionstiefe reiner FVK-Bauteile bei 3-Punkt-Biegung: CFK  $0^\circ/90^\circ$  (links), GFK  $0^\circ/90^\circ$  (Mitte), GFK  $\pm 45^\circ$  (rechts)

In Abbildung 5.24 sind die Probekörper nach der Impaktbelastung dargestellt. Das CFK-Profil ist während des Versuchs vollständig zerbrochen. Das  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Profil sowie das  $\pm 45^\circ$ -Profil sind nach dem Entlasten in die ursprüngliche Form zurückgesprungen. Die GFK-Profile weisen starke Delamination in der Impaktzone auf. Erkennbar ist dies anhand der weißen Bereiche des Hutprofils. Des Weiteren sind an den Radien Risse entstanden.



Abbildung 5.24: Reine FVK-Bauteile nach dem Versuch: CFK  $0^\circ/90^\circ$  (links), GFK  $0^\circ/90^\circ$  (Mitte), GFK  $\pm 45^\circ$  (rechts)

### Stauchversuch

Der Versuchsaufbau der Stauchversuche sowie die Probengeometrie sind in Abbildung 5.25 dargestellt. Am Boden sind die Profile über eine variable Fixiervorrichtung leicht gegen horizontale Verschiebungen gesichert. Die maximale Impaktenergie der FVK-Probekörper beträgt 17500J. Im Moment des Impakts beträgt die Geschwindigkeit des Impaktors 7,98m/s. Die Geometrie der Hutprofile ist identisch mit den Hutprofilen der 3-Punkt-Biegeuntersuchungen. Einziger Unterschied ist eine  $45^\circ$ -Schräge im Flanschbereich, die als Trigger dient (vgl. Abb. 5.25, rechts). Dieser schwächt die Struktur und führt dazu, dass der Probekörper eine konstante Crashfront, die an der Impaktorplatte beginnt, ausbildet. Ein Versagen aufgrund von Instabilität soll somit verhindert werden. Um ein abruptes Aufreißen der Klebung zwischen den beiden Hutprofilen zu vermeiden, werden wie bei den 3-Punkt-Biegeprofilen zusätzlich Niete in einem Abstand von 40mm gesetzt.

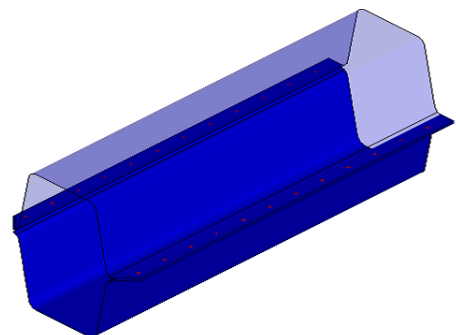
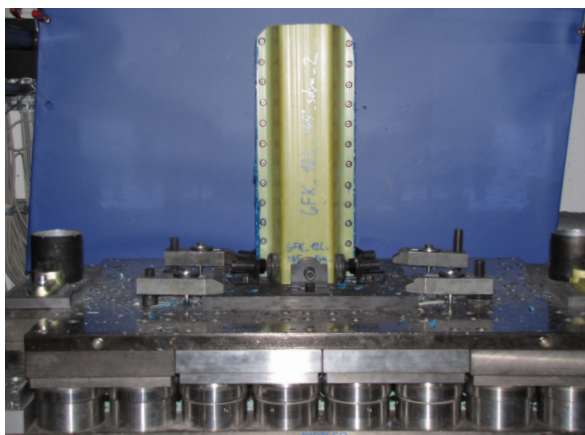


Abbildung 5.25: Versuchsaufbau und die Probenform der Stauchung

In Abbildung 5.26 sind die Kraft-Weg-Kurven der Stauchversuche reiner FVK-Doppelhutprofile dargestellt. Ein Vergleich der mittleren Kraft zwischen dem CFK-Bauteil und den GFK-Bauteilen (vgl. Tabelle 5.10) zeigt die Überlegenheit des CFK-Werkstoffs unter Stauchbelastung.

Das Erstversagen des CFK-Profiles kann bei einer maximalen Last von 141,7kN detektiert werden. Im weiteren Crashverlauf stellt sich ein konstantes mittleres Kraftniveau bei einer bestimmten Schwankungsbreite ein (postbuckling). Es ist mit 113,5kN in etwa doppelt so hoch wie das der GFK-Profile. Die kinetische Energie wird durch kontinuierliche Werkstoffzerstörung (progressives Crushing) absorbiert. Dabei kommt es zu mikro- und makromechanischen Versagensvorgängen auf inter- und intralaminarer Ebene (Matrixversagen und Faserbruch). Daraus resultiert eine spezifische Energieabsorption, die ebenfalls etwa doppelt so groß ist wie die der GFK-Profile. Die Geschwindigkeit des Impaktors verringert sich bis die Energie vollständig absorbiert ist. Dies wird bei einer maximalen Intrusionstiefe von 145,9mm erreicht. Abbildung 5.29 zeigt, dass das CFK-Profil während des Versuchs an den Seiten teilweise aufreißt. Die meisten Lagen wurden jedoch vollständig zerstört. Einzelne äußere Lagen sind allerdings vorzeitig delaminiert und unzerstört zurückgeblieben. Das hohe mittlere Kraftniveau und die vergleichsweise geringe maximale Kraft führen zu einer Lastgleichförmigkeit von 1,25. Die Schwankungsbreite in Höhe von 53,2 fällt vergleichsweise gering aus.

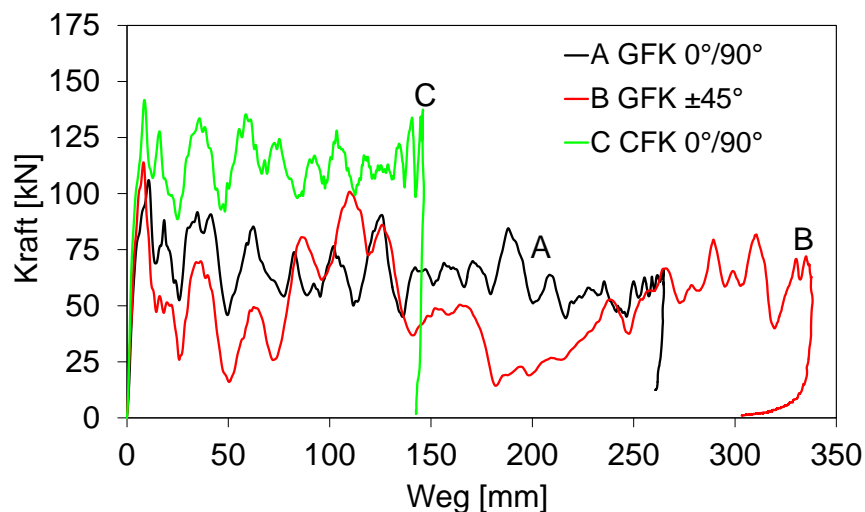


Abbildung 5.26: Kraft-Weg-Verläufe der Stauchversuche reiner FVK-Hutprofile

Das  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Profil erreicht bei Erstversagen eine maximale Kraft in Höhe von 106,0kN. Im weiteren Verlauf zeigen sich unregelmäßige Oszillationen der Kraft, resultierend aus lokalen Faltvorgängen des Profils. Aufgrund der höheren Bruchdehnung des GFK's kommt es im Gegensatz zu dem CFK-Profil zu keiner vollständigen Zerstörung des Materials. Vielmehr bilden sich einzelne unzerstörte Bereiche aus (vgl. Abb. 5.29). Daraus resultiert eine

maximale Intrusionstiefe von 264,7mm, die 81,0% höher ist als bei dem CFK-Bauteil. Des Weiteren ist ersichtlich, dass das Profil, wie zuvor das CFK-Profil, an den Radien einreißt. Ab einer Intrusion von ca. 200mm kommt es zu einer Instabilität der Struktur in Form eines seitlichen Einknickens. Damit einhergehend ist ein Abfall der Kraft auf ein durchschnittliches Niveau von ca. 50kN. Das mittlere Kraftniveau der Hauptcrashphase liegt bei 64,3kN. Die Schwankungsbreite der Kraft in Höhe von 61,6kN erscheint verhältnismäßig hoch unter der Berücksichtigung der maximalen Kraft. Die spezifische Energieaufnahme von 20,7kJ/kg ist ca. 28% höher als bei dem  $\pm 45^\circ$ -GFK-Profil. Gleichzeitig ist die Lastgleichförmigkeit deutlich geringer als bei dem  $\pm 45^\circ$ -GFK-Profil, der Wert des CFK-Profils wird jedoch nicht erreicht. Allgemein erinnert das Versagensverhalten des GFK-Profils jenem von Metallen.

Mit einer maximalen Kraft von 113,9kN bei Erstversagen liegt das Kraftniveau des  $\pm 45^\circ$ -GFK-Profils leicht über dem Niveau des  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Profils. Dies resultiert aus dem unterschiedlichen Versagensverhalten zu Beginn des Impakts. Im Gegensatz zu dem  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Profil wird das Erstversagen durch eine Instabilität ca. 100mm unterhalb der Impaktierung in der Struktur eingeleitet (vgl. Abbildung 5.27 (1)). Dies führt zu einem starken Kraftabfall auf ein Niveau von ca. 25kN. Aufgrund der geringen Quersteifigkeit kommt es ab einer Intrusion von ca. 25mm zum Aufweiten des Profils, das bis ca. 75mm Intrusionstiefe anhält (2). Bei Erreichen eines Kraftniveaus von ca. 100kN versagt das Profil wieder aufgrund von Instabilitäten (3). Dies führt erneut zu einem starken Abfall der Kraft auf ein Niveau unter 40kN. Eine weitere Instabilität am rechten Flansch lässt das Kraftniveau auf unter 25kN absinken (4). Wie Abbildung 5.29 zu entnehmen ist, reißt das  $\pm 45^\circ$ -GFK-Profil nur minimal an den Radien auf. Das mittlere Kraftniveau von 51,5 ist deutlich geringer als bei dem  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Bauteil. Daraus resultiert der um ca. 27% höhere Intrusionsweg von 338,2mm. Dies wiederum führt zu einer sehr geringen spezifische Energie von 16,2kJ/kg. Die Schwankungsbreite der Kraft ist aufgrund der Instabilitäten, verglichen mit dem CFK-Bauteil, etwa doppelt so hoch.

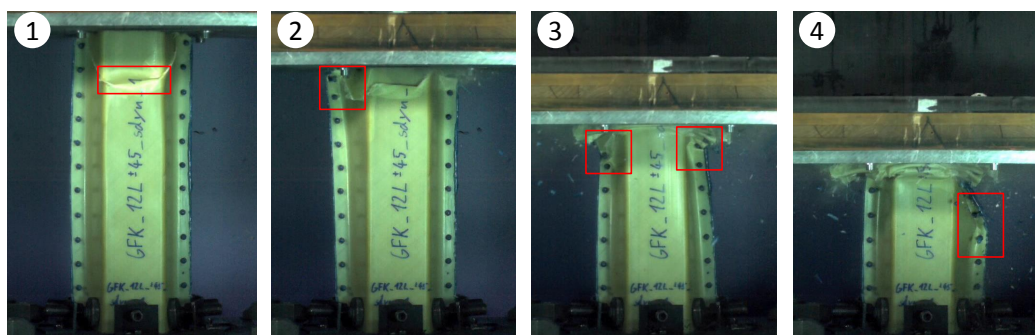


Abbildung 5.27: Versagensverhalten des  $\pm 45^\circ$ -GFK-Profils unter Stauchbelastung



In Tabelle 5.10 sind die experimentellen Ergebnisse aus den Stauchversuchen der bauteilähnlichen Strukturen aus FVK noch einmal zusammengefasst.

	0°/90°-GFK	±45°-GFK	0°/90°-CFK
max. Kraft [kN]	106,0	113,9	141,7
mittl. Kraft [kN]	64,3	51,5	113,5
Schwankungsbreite Kraft [kN]	61,6	99,6	53,2
max. Weg [mm]	264,7	335,1	145,9
Gewicht [kg]	1,60	1,61	1,55
spez. Energie [kJ/kg]	20,7	16,2	38,7
Lastgleichförmigkeit [-]	1,65	2,21	1,25

Tabelle 5.10: Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse der bauteilähnlichen Strukturen aus FVK für den Stauchversuch

Abbildung 5.28 zeigt die reinen FVK-Bauteile bei maximaler Intrusion. Während es bei dem CFK-Bauteil zu einem kompletten Zerstäuben des Materials kommt, versagen die GFK-Bauteile durch Faltenbildung.

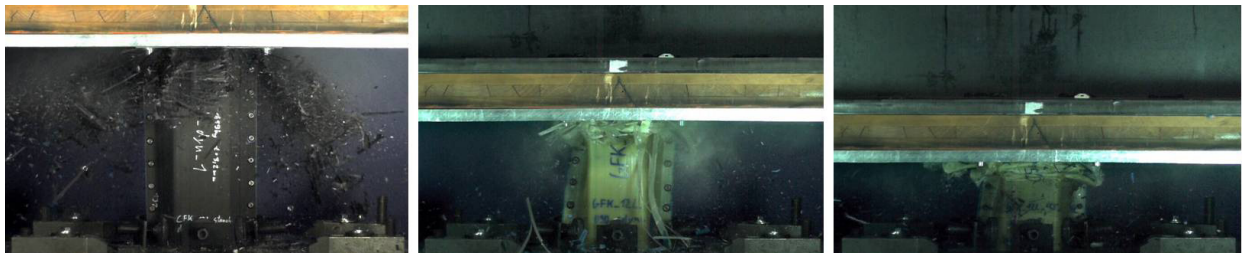


Abbildung 5.28: Maximale Intrusionstiefe der reinen FVK-Bauteile unter dem Lastfall Stauchung: CFK 0°/90° (links), GFK 0°/90° (Mitte), GFK ±45° (rechts)

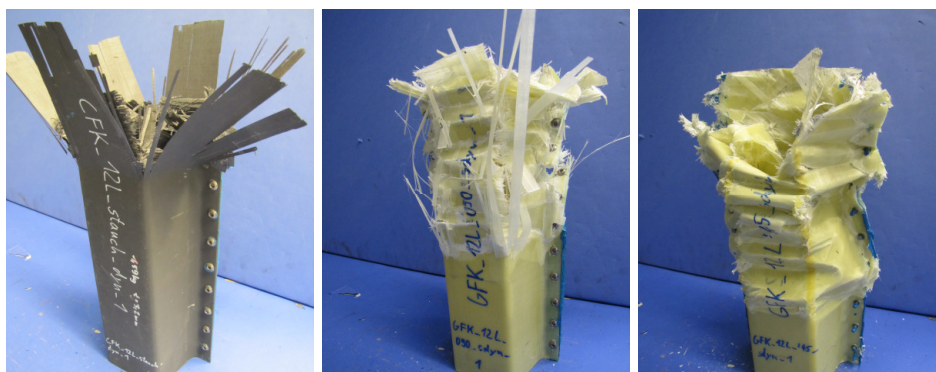


Abbildung 5.29: Reine FVK-Bauteile nach dem Versuch: CFK 0°/90° (links), GFK 0°/90° (Mitte), GFK ±45° (rechts)

## **Abschließende Zusammenfassung der Ergebnisse bauteilähnlicher Strukturen aus FVK**

Die Untersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen unter 3-Punkt-Biegebelastung haben gezeigt, dass es bei dem Profil aus CFK aufgrund des Materialverhaltens zu einem katastrophalen Versagen und somit zum Verlust der Strukturintegrität kommt. Dieses Verhalten ist im Bereich der Fahrzeugstrukturen im Automobilbau nicht zulässig. Abhilfe könnte möglicherweise das Einbringen zusätzlicher  $\pm 45^\circ$ -Lagen schaffen. Dies würde jedoch ein Anstieg der Bauteilmasse mit sich bringen. Ein Einsatz reiner CFK-Bauteile unter 3-Punkt-Biegebelastung erscheint daher nicht zielführend.

Das  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Profil zeigt hingegen ein gutmütiges Versagensverhalten. Aufgrund der geringeren Steifigkeit des Werkstoffs kommt es jedoch bei einem vergleichsweise niedrigen Kraftniveau zum Erstversagen. Reine GFK-Strukturen konkurrieren im Fahrzeugbau direkt mit Aluminiumlegierungen. Diese haben bei einer ähnlichen Steifigkeit eine annähernd gleiche Werkstoffdichte, was den Einsatz reiner GFK-Strukturen im Automobilbau erschwert. Ein Vorteil von GFK ist die hohe Festigkeit in Faserrichtung bei Versagen.

Ein klarer Vorteil von CFK ist das Energieabsorptionsverhalten unter Stauchbelastung. Das ausgeprägte Crushing-Verhalten führt zur mikro- und makromechanischen Materialzerstörung und damit zu einer optimalen Ausnutzung des Werkstoffs.

Dieses Verhalten kann bei reinen GFK-Profilen unter Stauchbelastung nicht festgestellt werden. Vielmehr kommt es zu einem ausgeprägten Beulverhalten, das sich im grundlegenden Verhalten jenem von Metallen ähnelt. Um Performanceeigenschaften hinsichtlich maximaler Intrusion analog zu dem CFK-Profil zu erzielen, ist ein deutlich größerer Materialbedarf und somit eine höhere Bauteilmasse im Vergleich zu der CFK-Struktur notwendig.

### **5.3.3 Untersuchungen zur Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeiten**

Zusätzlich zu den Kennwerten aus den Standardprüfverfahren werden für die Materialmodelle nach Pinho [101] und Maimí [86], [87] weitere Versuche benötigt. Diese Untersuchungen werden ausschließlich für den Erhalt der Kennwerte durchgeführt. Eine Nachsimulation dieser Versuche durch die FEM ist kein Bestandteil dieser Arbeit.

Die notwendigen Parameter für die Materialmodelle nach Pinho und Camanho werden anhand der folgenden Untersuchungen zur Bestimmung der interlaminaren Bruchenergien faserverstärkter Kunststoffe ermittelt:

- Double Cantilever Beam (DCB)
- End Notched Flexure (ENF)

### Double Cantilever Beam (DCB)

Die Prüfkörpergeometrie und der Versuchsablauf der DCB-Probe dient zur Ermittlung der statischen Energiefreisetzungsrate  $G_{IC}$  unter dem Modus I. In diesem Lastfall wird ein Delaminationsversagen durch eine Kraft, die senkrecht zur Laminebene auf die mit Anriss versehene Faserverbundprobe wirkt, herbeigeführt. Der im Versuch ermittelte  $G_{IC}$ -Wert fließt in das Werkstoffgesetz bzw. die Materialkarte nach Pinho in Form  $\Gamma_b$  und bei Camanho in Form von  $G_{YT}$  ein. Unter Berücksichtigung der Werte wird somit das post-kritische Verhalten unter Zugbelastung quer zur Faser beschreiben.

In Abbildung 5.30 ist die DCB-Probe schematisch inklusive Krafteinleitung dargestellt.

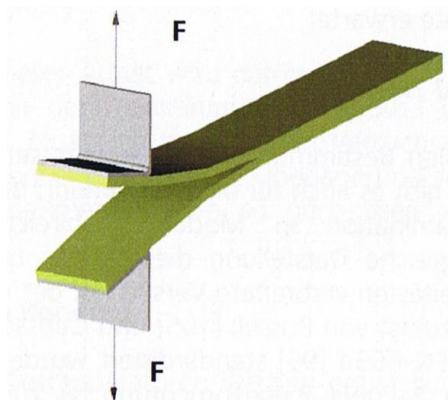


Abbildung 5.30: Schematische Darstellung der DCB-Probe inklusive Krafteinleitung [100]

Während des Versuchs werden der Rissfortschritt, der Traversenweg sowie die eingeleiteten Kräfte, die zur Delamination führen, gemessen. Die kritische interlaminare Energiefreisetzungsrate  $G_{IC}$  kann anhand der Rissfortschrittslänge und der aufgebrauchten Energie aus dem Kraft-Weg-Diagramm ermittelt werden:

$$G_{IC} = \frac{A}{b a} 10^6 \quad (5.17)$$

A: Energie zur Erzielung der gesamten Rissfortschrittslänge [J]; a: Rissfortschrittslänge nach Versuchsende [mm]; b: Probenbreite [mm]

Basierend auf der Norm ASTM D5528 [5] wurde die in Abbildung 5.31 dargestellte Probengeometrie für die DCB- und ENF-Proben gewählt.

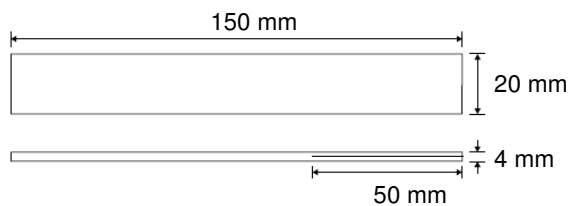


Abbildung 5.31: Probengeometrie der DCB- und ENF-Probe

Die Proben bestehen aus unidirektionalen Lagen, die ausschließlich in Probenlängsrichtung abgelegt werden. Der künstliche Anriss wird durch eine Teflonfolie realisiert.

Abbildung 5.32 zeigt die Versuchskurven der DCB-Versuche für GFK und CFK. Nach einem linearen Anstieg kommt es zum Einreißen der Proben. Dies ist an dem Abfall der Kraft zu erkennen. Für CFK ist dieser Abfall aufgrund der höheren Kräfte stärker ausgebildet. Nach dem ersten Kraftabfall folgt kontinuierliches Einreißen der Probe und der damit verbundene Abfall der Kraft. Die Fläche A begrenzt die Fläche der Bruchenergie in Formel 5.17.

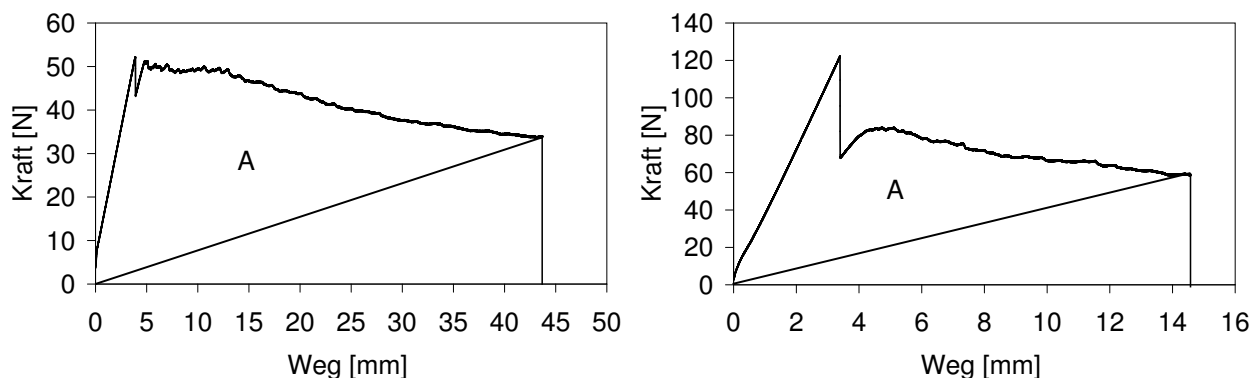


Abbildung 5.32: Kraft-Rissöffnungsweg der Delaminationsversuche für GFK (links) und CFK (rechts)

Der starke Anstieg der Kurve für GFK und CFK zu Beginn des Versuchs resultiert aus lokalen Anhaftungen zwischen den Substraten im Bereich der Trennfolie. Dies kann durch ein Vorbelasten der Probe vermieden werden. Auf die Bestimmung der  $G_{IIC}$ -Kennwerte hat dieses Phänomen keinen Einfluss.

### End Notched Flexure (ENF)

Um die Energiefreisetzungsrate  $G_{IIC}$  unter der Belastung nach Modus II zu ermitteln, wird der Faserverbund durch Schubkräfte in der Rissinitiationszone belastet. Das Versagen tritt in Längsrichtung in der Laminebene auf. Die Belastung des Probekörpers erfolgt mittels einer 3-Punkt-Biegung bis zum Eintreten des Rissfortschritts. Der hier ermittelte  $G_{IIC}$ -Wert



fließt in das Werkstoffgesetz bzw. die Materialkarte nach Pinho in Form  $\Gamma_T$  bzw.  $\Gamma_L$  und bei Camanho in Form von  $G_{YC}$  bzw.  $G_{SL}$  ein. Unter Berücksichtigung der Werte wird somit das post-kritische Verhalten unter Druckbelastung quer zur Faser bzw. unter Schubbelastung beschrieben.

Der schematische Aufbau der ENF-Probe sowie die Krafteinleitung sind in Abbildung 5.33 dargestellt.

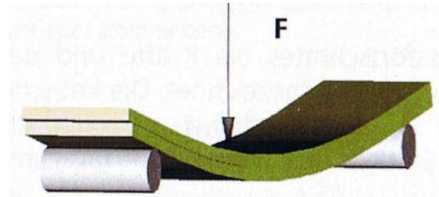


Abbildung 5.33: Schematische Darstellung der ENF-Probe inklusive Krafteinleitung [100]

Die durchgeführten Arbeiten basieren auf einer Norm der Firma Airbus (AITM 1-0006) [4]. Wie zuvor bei der DCB-Probe ist auch die ENF-Probe an einer Seite mit einem künstlichen Anriss durch eine eingebrachte Teflonfolie versehen.

Die kritische Energiefreisetzungsrate ergibt sich aus der initialen Anrisslänge sowie aus dem Kraft-Weg-Verlauf bis zum Zeitpunkt des ersten Rissfortschritts:

$$G_{IIC} = \frac{9 F a^2 d 1000}{2b(0,25 L^3 + 3 a^3)} \quad (5.18)$$

F: Kritische Last bei Beginn des Risswachstums [N]; a: Anfangsrisslänge [mm]; b: Probenbreite [mm]; L: Auflagerabstand [mm]; d: Probendicke [mm]

Der Auflagerabstand beträgt, wie in der Norm beschrieben, 100mm. Wie zuvor bei den DCB-Proben bestehen die ENF-Proben aus unidirektionalen Lagen, die ausschließlich in Probenlängsrichtung abgelegt werden.

In Abbildung 5.34 sind die Kraft-Weg-Verläufe der ENF-Proben für GFK und CFK dargestellt. Mit Erreichen der kritischen Festigkeit kommt es zum Rissfortschritt in der Probe. Im Fall der GFK-Probe ist, wie zuvor bei den DCB-Versuchen, die erhöhte Steifigkeit zu Beginn des Versuchs durch lokale Anhaftungen des Substrates im Bereich der Teflonfolie zu erkennen.

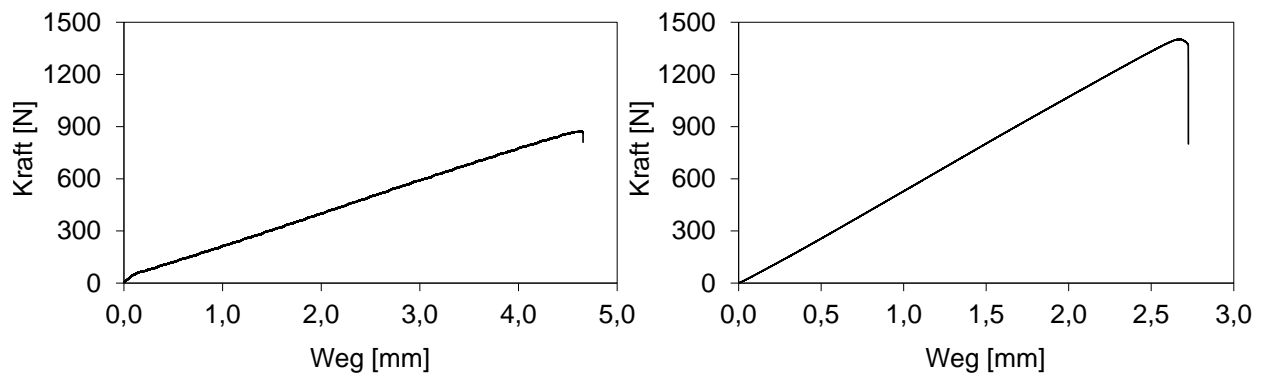


Abbildung 5.34: Kraft-Weg-Verlauf bis zum Erreichen der kritischen Kraft für GFK (links) und CFK (rechts)

### 5.3.4 Bruchzähigkeiten der Fasern bei Zug- und Druckversagensmoden

Die Energie, die notwendig ist, um Faserbruch im Laminat entstehen zu lassen, liegt ein Vielfaches über der Energie, die bei Matrixversagen aufgebracht wird. Für eine vollständige Charakterisierung des Materials ist die Bestimmung der Bruchzähigkeiten, die auf den Versagensmoden Faserzug und Faserdruck (Ausknicken) basieren, ein wichtiger Bestandteil [101]. Für die Bestimmung der Bruchzähigkeiten werden Compact Tension Proben und Compact Compression Proben, basierend auf der Arbeit von Catalanotti [29] und Pinho [101], [103], getestet. Berücksichtigt wird der ermittelte  $G_{IC,CT}$ -Wert bzw.  $G_{IC,CC}$ -Wert in dem Werkstoffgesetz bzw. der Materialkarte bei Pinho in Form von  $\Gamma_a$  (CT) und  $\Gamma_{kink}$  (CC), bei Camanho in Form von  $G_{XT}$  (CT) und  $G_{XC}$  (CC). Die Werte dienen der Beschreibung des post-kritischen Verhaltens unter Zug- bzw. Druckbelastung entlang der Faser.

Die Geometrien der beiden Proben sind in Abbildung 5.35 dargestellt.

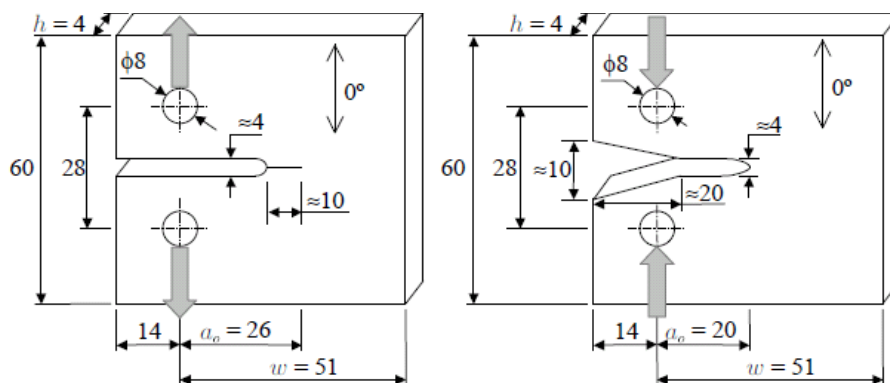


Abbildung 5.35: Geometrien der Compact Tension Probe (links) und der Compact Compression Probe (rechts) in mm [101]

Die Proben haben einen  $0^\circ/90^\circ$  symmetrischen Lagenaufbau, bestehend aus 20 Lagen. Dies ergibt eine Probendicke von ca. 4mm. Die kritische Energiefreisetzungsrate kann nach Pinho wie folgt bestimmt werden:

$$G_{IC,lam} = \left(\frac{P}{h}\right)^2 f(a) \quad (5.19)$$

$P$ : Kritische Last bei Bruch;  $h$ : Probendicke

Die Funktion  $f(a)$  mit der Einheit  $(mm^2/N)$  entspricht der normierten Energiefreisetzungsrate in Abhängigkeit der Risslänge  $a$ . Diese ist nach Pinho [103] gleich einem wegunabhängigen Linienintegral, dem J-Integral [111].

$$f(a) = J \cdot \left(\frac{mm}{N}\right)^2 \quad (5.20)$$

Unter der Voraussetzung, dass nach dem Eintreten des Risswachstums keine komplette instabile Rissausbreitung auftritt, kann für die Compact Tension Tests direkt Gleichung 5.19 verwendet werden [101]. Bei den Compact Compression Tests und dem damit verbundenen Versagen durch Ausbilden eines Knickbands ist dies nicht möglich. Die berechnete Energiefreisetzungsrate beinhaltet Energien, die durch andere Schadensmoden hervorgerufen werden. Nachdem die Bruchzähigkeit des Laminats bestimmt ist, kann die Bruchzähigkeit für Faserzugversagen bzw. für Faserdruckversagen durch Subtrahieren der Bruchzähigkeit bei Matrixversagen der  $90^\circ$ -Lagen berechnet werden. Dadurch werden andere Schädigungsmechanismen wie Delamination oder die Interaktion zwischen Matrixbruch und faserdominierten Versagensmoden vernachlässigt [101]. Dies scheint ein logischer Ansatz, da das Versagen der  $90^\circ$ -Lagen durch Matrixversagen entsteht. Für die Bruchzähigkeiten der faserdominierten Versagensmoden ergeben sich folgende Zusammenhänge [101]:

$$\begin{aligned} G_{IC,CT} &= 2 G_{IC,lamZug} - G_{IC} \\ G_{IC,TT} &= 2 G_{IC,lamDruck} - G_{IC} \end{aligned} \quad (5.21)$$

In Abbildung 5.36 sind die Verläufe der CT- bzw. der CC-Untersuchung exemplarisch für das CFK-Laminat dargestellt. Nach Erreichen der Maximalkraft kommt es bei den CT-Proben zu keinem ebenen oder kontinuierlichen Verlauf der Versagenskurve. Vielmehr können einzelne Kraftabfälle beobachtet werden. Dieses Verhalten ist analog zu den Erkenntnissen aus der Arbeit von Pinho [103].

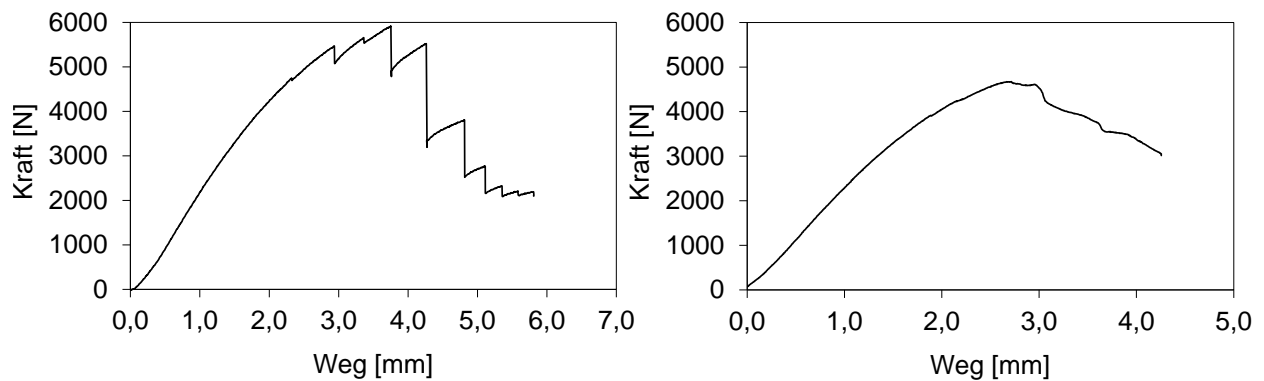


Abbildung 5.36: Kraft-Weg-Verlauf des CT-Versuchs (links) und des CC-Versuchs (rechts) für CFK

Für weitere Informationen in Bezug auf die Versuchsmethodik bzw. die Bestimmung der Bruchenergien wird auf die Literatur [26], [29] und [103] verwiesen.

## 5.4 Experimentelle Untersuchungen an hybriden Elementar- und bauteilähnlichen Proben

### 5.4.1 Zug und 3-Punkt-Biegeuntersuchungen von Elementarproben

Im Folgenden Kapitel wird das Versagensverhalten hybrider Elementarproben analysiert. Um eine Aussage des Potentials der hybriden Bauweisen treffen zu können, werden diese stets mit der reinen Metallprobe verglichen.

Unter Berücksichtigung der in Kapitel 5.3 betrachteten Laminat werden die folgenden Materialkombinationen untersucht:

- GFK/ZStE340
- GFK/AC300
- CFK/ZStE340
- CFK/AC300

Die Blechstärke der Stahllegierung ZStE340 von 1,35mm sowie die Blechstärke der Aluminiumlegierung AC300 von 3,0mm basieren auf anwendungsspezifischen Materialstärken für Absorberstrukturen in der Automobilindustrie. Aufgrund des komplexen Versuchsaufbaus

bleiben hybride Druckproben unberücksichtigt. Der Versuchsaufbau und die Prüfbedingungen entsprechen jenen der reinen FVK-Untersuchungen.

Wie bereits bei den reinen FVK-Untersuchungen erfolgt auch hier die Unterteilung der Lamine in  $0^\circ$ -dominierte Lamine ( $0^\circ$ ,  $0^\circ/90^\circ$ ,  $0^\circ/45^\circ$ ) und  $90^\circ$ -dominierte Lamine ( $90^\circ$ ,  $90^\circ/45^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$ ). Dabei wird das  $\pm 45^\circ$ -Laminat den  $90^\circ$ -dominierten Laminen zugeordnet. Zusätzlich zu den Hybridproben sind im Fall der bauteilähnlichen Strukturen die Ergebnisse der reinen Metallproben für Vergleichszwecke dargestellt.

### Zugversuch

Bei den Zugversuchen versagen bei allen Proben stets die FVK-Lamine, bevor die maximale Dehnung des Metalls erreicht wird. Das Versagen führt meist zum Lösen der Spannbacken und somit zum Abbruch des Versuchs. Um die Konsistenz zu wahren, sind im Folgenden alle Versuche bis zum Bruch der entsprechenden Lamine dargestellt. Die reinen Metallproben werden dementsprechend verkürzt dargestellt. Die maximalen Festigkeiten der Metalle können den Tabellen 4.1 und 4.2 aus Kapitel 4.1.2 entnommen werden.

Abbildung 5.37 zeigt die Materialkombination von GFK mit der Stahllegierung. Zunächst fällt auf, dass die Steifigkeit der reinen Metallprobe von keinem hybriden System erreicht werden kann (vgl. Abb. 5.37, links). Dies liegt an dem deutlich geringeren E-Modul von GFK im Vergleich zu Stahl. Die Festigkeit bei dem Versagen der Hybridproben liegt für die  $0^\circ$ -dominierten jedoch stets oberhalb der reinen Stahlprobe. Die Hybridisierung mit dem  $0^\circ$ -Laminat führt zu einer Erhöhung der Festigkeit um 110%. Die Verstärkung mit dem  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat bzw. dem  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat führt zu einer 23,3% bzw. 32,6% höheren Festigkeit. Im Gegensatz zu den reinen GFK-Proben ist der Verlauf der hybriden  $0^\circ$ -dominierten Proben nicht linear. Vielmehr kommt es zu einem Abflachen der Kurven, die das Erreichen der Streckgrenze der Stahllegierung beschreibt. Vergleicht man die maximalen Festigkeiten der reinen GFK-Proben mit den Festigkeiten der hybriden Proben, so kann festgestellt werden, dass die reine  $0^\circ$ -GFK-Probe eine um ca. 37% höhere Festigkeit als die hybride  $0^\circ$ -GFK-Probe aufweist. Im Fall der  $0^\circ/90^\circ$ -Proben bzw. der  $0^\circ/45^\circ$ -Proben sind die Festigkeiten nahezu identisch.

Eine Verstärkung der Stahllegierung mit  $90^\circ$ -dominierten GFK-Laminen führt zu einer geringeren Gesamtfestigkeit als die der reinen Stahlprobe. Zudem tritt bei der  $90^\circ$ -Verstärkung und der  $90^\circ/45^\circ$ -Verstärkung das Versagen durch Matrixbruch zu einem sehr frühen Zeitpunkt auf. Die Bruchdehnung liegt hier unter 1%. Verglichen mit den reinen GFK-Laminen ( $90^\circ$  bzw.  $90^\circ/45^\circ$ ) besitzen die entsprechenden Hybridproben eine Bruchfestigkeit, die für die  $90^\circ$ -GFK-Stahlprobe ca. 209% und für die  $90^\circ/45^\circ$ -GFK-Stahlprobe ca. 183% höher ist.

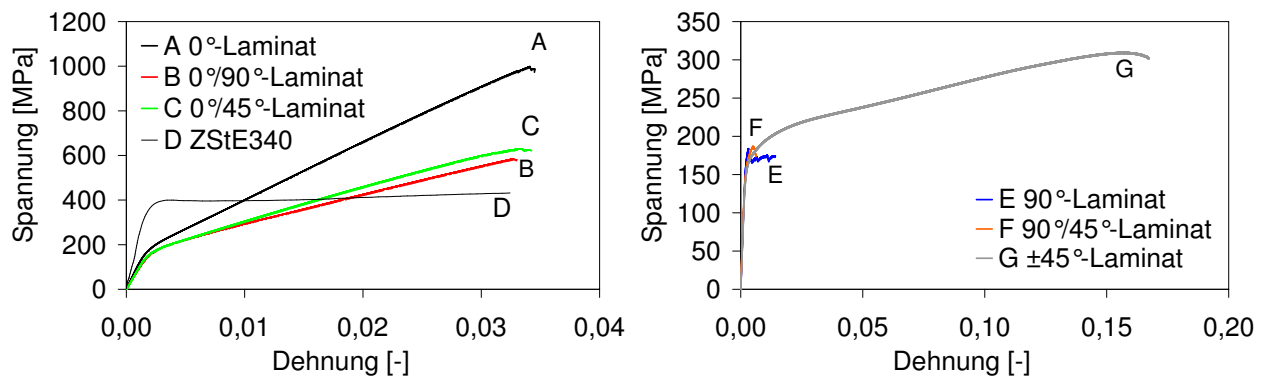


Abbildung 5.37: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der GFK-Stahlproben unter Zugbelastung: 0°-Anteil (links), 90°-Anteil (rechts)

Die Versagensmoden der GFK-Stahlproben sind in Abbildung 5.38 dargestellt. Wie zuvor bei der reinen GFK-Probe kommt es im Fall der 0°-Probe zu einer völligen Zerstörung des Laminats. Einzelne Fasern haften auch nach dem Versuch an der Stahlprobe. Somit kann von einer ausreichend guten Haftung ausgegangen werden. Nach Versagen des Laminats kommt es aufgrund des starken Kraftabfalls und dem damit verbundenen Lösen der Keilspannbanken zum Versuchsabbruch. An der 90°-Probe lassen sich zahlreiche Brüche in 90°-Richtung erkennen. Das Versagen entsteht mit voranschreitender Dehnung des Stahls. Das Versagensverhalten der ±45°-GFK-Stahlprobe ist ähnlich wie das der reinen GFK-Probe. Auch hier entstehen Zwischenfaserbrüche sowie Delamination. Gleichzeitig kommt es zu einer starken Verformung der Hybridprobe. Lokal haften Fasern an der Stahloberfläche. Dort, wo keine Fasern mehr vorhanden sind, hat die Klebung kohäsiv versagt. Sowohl am Laminat als auch an der Stahloberfläche sind Klebpartikel vorhanden. Dieses Verhalten des Klebers kann bei allen Laminaten beobachtet werden.

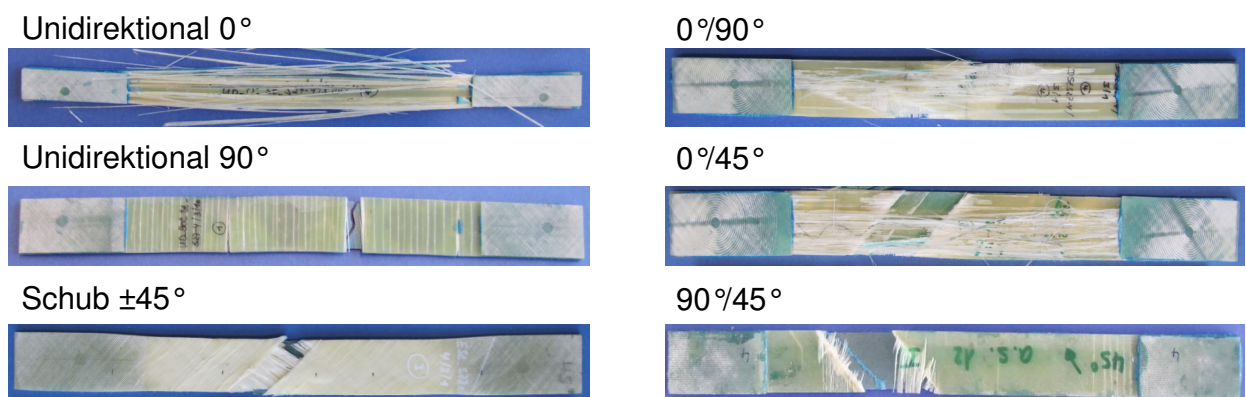


Abbildung 5.38: Übersicht der Versagensmoden der GFK-Stahlproben unter Zugbelastung in Abhängigkeit des Lagenaufbaus

Das Laminat der  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Stahlprobe versagt aus einer Kombination von Delamination und Faserreißen. Es ist ein teilweise explosives Bruchverhalten erkennbar. Einzelne Fasern sind entlang der Probe herausgelöst. Ein eindeutiger Bruch in  $90^\circ$ -Richtung, wie er bei der reinen GFK-Probe vorliegt, ist nicht zu erkennen. Im Gegensatz dazu ist bei der  $0^\circ/45^\circ$ -GFK-Stahlprobe der  $45^\circ$ -Bruchwinkel zu erkennen. Auch hier liegt ein explosives Verhalten der  $0^\circ$ -Fasern vor. Des Weiteren lässt sich das interlaminaire Versagen einer ganzen Lage erkennen. Das  $90^\circ/45^\circ$ -Laminat der GFK-Stahlprobe versagt analog zu der reinen GFK-Probe. Es kommt zu einem  $45^\circ$ -Bruch mit Ausreißen einzelner  $90^\circ$ -Fasern.

Auch für die CFK-Stahlproben liegt die Steifigkeit unter der Steifigkeit der reinen Stahlprobe (vgl. Abb. 5.39, rechts). Im Gegensatz zu der GFK-Stahlprobe ist der Verlauf der  $0^\circ$ -CFK-verstärkten Hybridprobe bis zum Versagen linear, entspricht also dem Verlauf der reinen  $0^\circ$ -CFK-Probe. Das Erreichen der Streckgrenze der Stahllegierung ist aufgrund der hohen Steifigkeit der CFK-Fasern nicht zu erkennen. Für die Verstärkungslamine  $0^\circ/90^\circ$  und  $0^\circ/45^\circ$  lässt sich der Übergang durch ein leichtes Abflachen der Verläufe feststellen. Auch für die CFK-verstärkten Stahlproben ist die Festigkeit der  $0^\circ$ -dominierten Lamine stets höher als die der reinen Stahlprobe. Die Hybridisierung mit dem  $0^\circ$ -Laminat ergibt eine um 182,5% höhere Festigkeit. Die Verstärkung durch das  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat bzw. das  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat führt zu einer um 62,9% bzw. 73,6% höheren Festigkeit. Der Einfluss des Laminataufbaus reduziert sich bei den Hybridproben im Vergleich zu den reinen FVK-Proben. Der Verlauf der  $0^\circ/90^\circ$ -verstärkten Probe stimmt mit dem der  $0^\circ/45^\circ$ -verstärkten nahezu überein. Ein Vergleich der Festigkeiten der reinen CFK-Proben mit den hybriden Proben ergibt für das  $0^\circ$ -Laminat eine Reduzierung der Festigkeit von ca. 32%. Für die  $0^\circ/90^\circ$ - bzw.  $0^\circ/45^\circ$ -Proben kann eine Reduzierung der Festigkeit aufgrund der Hybridisierung von 12,6% für das  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat und ca. 13,6% für das  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat festgestellt werden.

Wie zuvor die Verstärkung der Stahllegierung mit  $90^\circ$ -dominierten GFK-Laminaten führt eine CFK-Verstärkung ebenfalls zu einer geringeren Gesamtfestigkeit als die der reinen Stahlprobe. Ein Vergleich des Versagensverhaltens der GFK-verstärkten Stahlproben mit denen der CFK-verstärkten Proben ergibt für die  $90^\circ$ -dominierten Lamine nahezu identische Versagenskennwerte. Auch hier liegt die Bruchdehnung unter 1%. Wie zuvor bei den reinen FVK-Proben halbiert sich auch bei den Hybridproben die Dehnung bei einem Vergleich von GFK mit CFK. Ausnahme ist hier die  $\pm 45^\circ$ -Hybridprobe. In diesem Fall ist die Dehnung der GFK-Stahlprobe ca. 11% höher als die der CFK-Stahlprobe. Analog zu den GFK-Stahlproben kommt es durch die Hybridisierung zu einer deutlichen Erhöhung der Bruchfestigkeit der  $90^\circ$ - und  $90^\circ/45^\circ$ -CFK-Stahlprobe im Vergleich zu den reinen CFK-Proben. Im Fall der  $90^\circ$ -Hybridprobe ist die Festigkeit ca. 247% höher, die Festigkeit der  $90^\circ/45^\circ$ -Hybridprobe ist ca. 90% höher als die der monolithischen CFK-Probe.

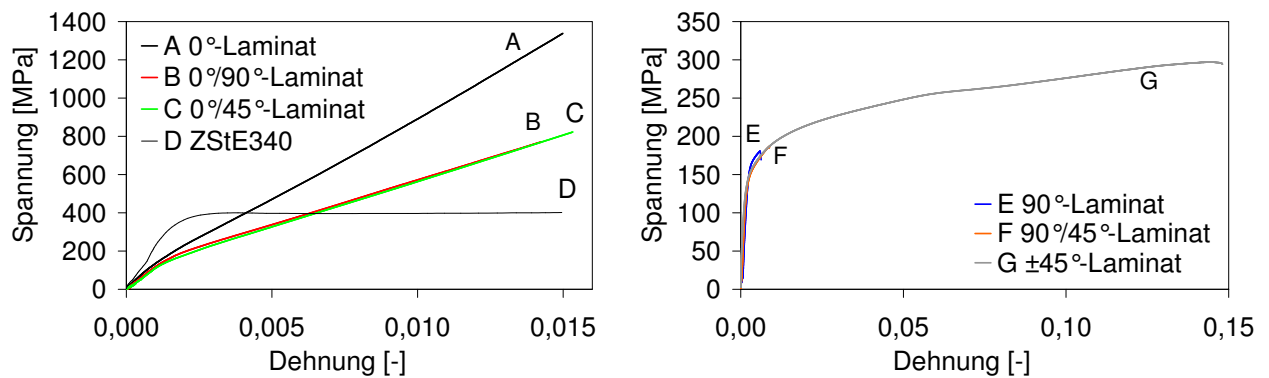


Abbildung 5.39: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der CFK-Stahlproben unter Zugbelastung: 0°-Anteil (links), 90°-Anteil (rechts)

Die Versagensmoden der CFK-Stahlproben sind in Abhängigkeit der Lagenorientierung in Abbildung 5.40 dargestellt. Die 0°-Hybridprobe verhält sich analog zu der reinen CFK-Probe. Es kommt zu einem explosionsartigen Versagen, bei dem die Probe in mehrere Segmente bricht. Wie bereits bei der 90°-GFK-Stahlprobe kommt es während des Versuchs zur Bildung von 90°-Brüchen. Unter starker Verformung bzw. Verbiegung des Stahlgrundkörpers versagt das ±45°-Laminat durch Zwischenfaserbrüche sowie Delamination. Auch hier haften nach dem Versagen noch einzelne Fasern an dem Stahlgrundkörper.

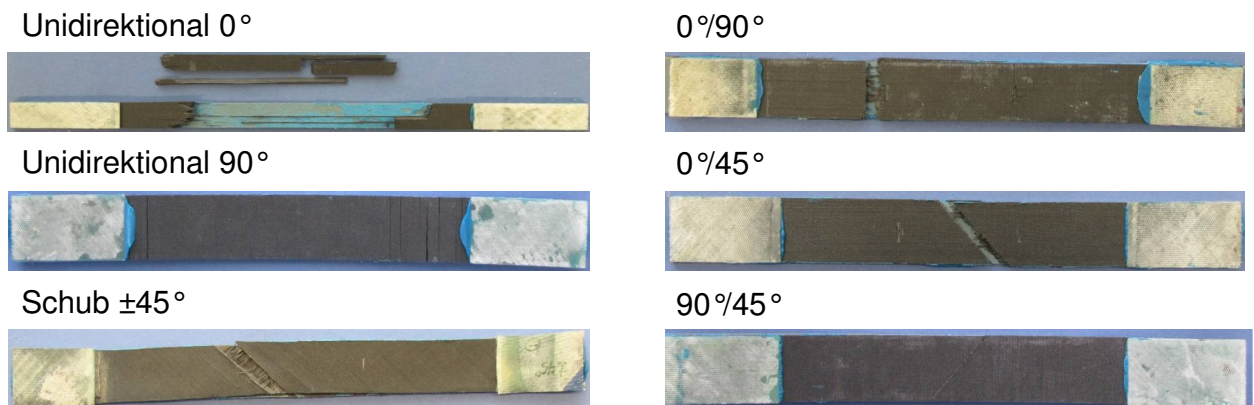


Abbildung 5.40: Übersicht der Versagensmoden der CFK-Stahlproben unter Zugbelastung in Abhängigkeit des Lagenaufbaus

Im Gegensatz zu der GFK-Stahlprobe mit dem 0°/90°-Laminat ist bei der CFK-Stahlprobe eindeutig ein gerader Bruch zu erkennen. Es kommt zum Herauslösen einzelner 0°-Fasern und dem damit verbundenen interlaminaren Versagen. Es reißen allerdings keine Fasern an der Oberfläche, wie zuvor bei der GFK-Stahlprobe, sichtbar aus. Die 0°/45°-CFK-Probe bricht wie die GFK-Stahlprobe in einem 45°-Winkel. Auch hier kommt es jedoch nicht zu dem Ablösen einzelner Fasern an der Oberfläche. Die 90°/45°-CFK-Stahlprobe bricht in



einem  $45^\circ$ -Winkel unter Delamination einzelner Lagen. Bei allen Laminaten kommt es zu kohäsivem Versagen der Klebung. Sowohl am Laminat als auch an der Stahloberfläche sind Klebepartikel vorhanden.

Aufgrund der im Vergleich zu Stahl reduzierten Steifigkeit von Aluminium ist der Unterschied der Steifigkeiten zwischen der GFK-Aluminiumprobe und der reinen Aluminiumprobe gering (vgl. Abb. 5.41, links). Dies führt zu einem Hybridisierungspotential, das höher ist als bei der Stahllegierung. Für die Verstärkung mit dem  $0^\circ$ -Laminat wird eine um 191,2% höhere Festigkeit erreicht. Durch die Verstärkung der Aluminiumprobe mit dem  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat bzw. dem  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat ergibt sich eine 80% bzw. 85,5% höhere Festigkeit. Auch für die GFK-Aluminiumproben ist das Versagensverhalten der  $0^\circ/90^\circ$ -Verstärkung nahezu identisch mit dem der  $0^\circ/45^\circ$ -Verstärkung. Beide Proben weisen Delamination, Zwischenfaserbrüche sowie final auftretende Faserbrüche auf. Durch den GFK-Aluminiumverbund reduziert sich die maximale Festigkeit im Vergleich zu dem reinen GFK für das  $0^\circ$ -Laminat um ca. 49%. Im Fall des  $0^\circ/90^\circ$ -Laminats bzw. des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats kommt es zu einer Verringerung der Festigkeit um ca. 28,5% bzw. 32,1%. Die maximale Festigkeit der Aluminiumlegierung liegt bei 241MPa. Da diese erst bei einer Dehnung von ca. 18% erreicht wird, kann sie nicht dem Diagramm entnommen werden. Das bedeutet, dass eine Hybridisierung durch  $90^\circ$ -dominierte Laminats auch bei GFK-Aluminium zu keiner höheren Festigkeit als die der reinen Aluminiumprobe führt. Die Oszillationen der  $90^\circ$ -GFK-Aluminiumprobe resultieren aus Zwischenfaserbrüchen, die sich über die gesamte Probe erstrecken (vgl. Abb. 5.42). Das Versagen des Laminats der  $\pm 45^\circ$ -GFK-Aluminiumprobe entsteht, wie zuvor bei der reinen GFK- und CFK-Probe, durch Delaminationen. Die Hybridisierung des  $90^\circ$ - und  $90^\circ/45^\circ$ -Laminats mit Aluminium führt zu einer Erhöhung der Bruchfestigkeit um ca. 95% ( $90^\circ$ ) und 99% ( $90^\circ/45^\circ$ ), verglichen mit den monolithischen GFK-Proben.

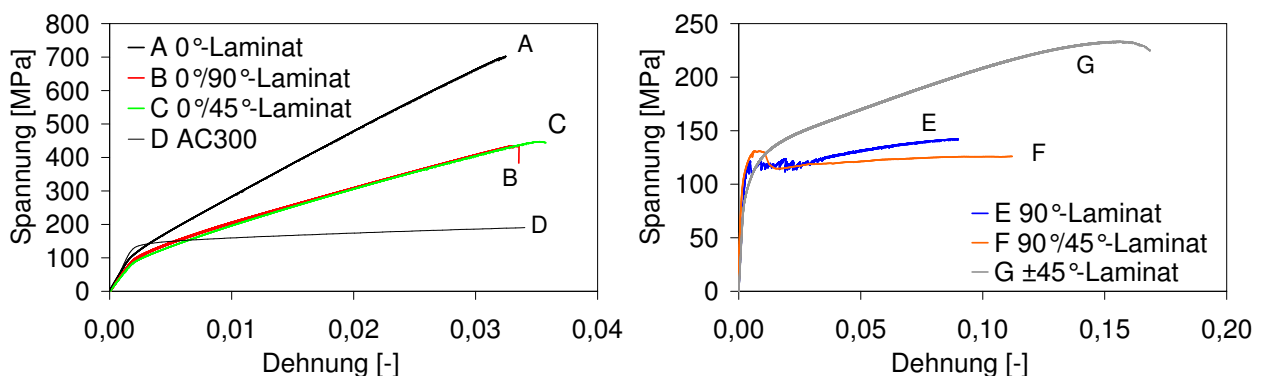


Abbildung 5.41: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der GFK-Aluminiumproben unter Zugbelastung:  $0^\circ$ -Anteil (links),  $90^\circ$ -Anteil (rechts)

In Abbildung 5.42 ist eine Übersicht der verschiedenen Versagensmoden von GFK-Aluminiumproben gegeben. Das Versagensverhalten der GFK-Aluminiumproben stellt sich analog dem der GFK-Stahlproben dar. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle auf eine erneute Beschreibung des Versagensverhalten verzichtet.

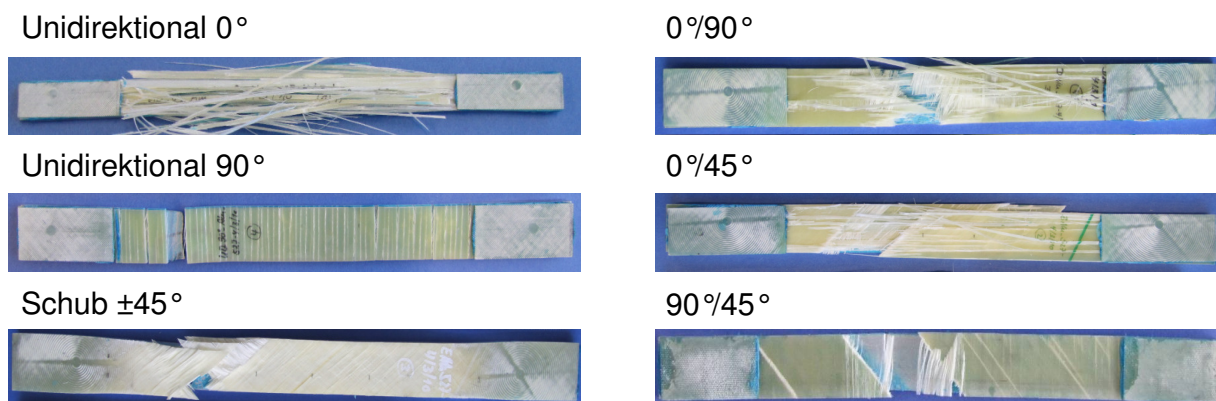


Abbildung 5.42: Übersicht der Versagensmoden der GFK-Aluminiumproben unter Zugbelastung in Abhängigkeit des Lagenaufbaus

Anhand von Schliffbildern kann das Versagensverhalten der verschiedenen Laminats exakt dargestellt werden (vgl. Abb. 5.43). Exemplarisch wird auf das  $\pm 45^\circ$ -Laminat sowie das  $90^\circ$ -Laminat der GFK-Aluminiumzugproben eingegangen.

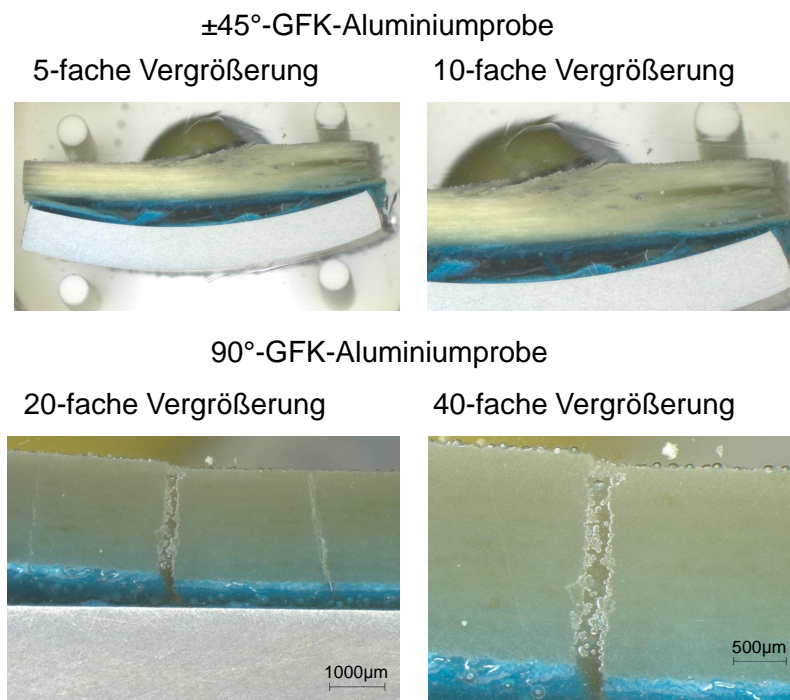


Abbildung 5.43: Schliffbilder des  $\pm 45^\circ$ -Laminats (oben) sowie des  $90^\circ$ -Laminats (unten) der GFK-Aluminiumzugproben

Die Vergrößerungen des  $\pm 45^\circ$ -Laminats zeigen die Delamination der einzelnen Lagen im Laminat. Außerdem fällt die starke Krümmung der Zugprobe auf. Diese resultiert aus den hohen Bruchdehnungen der Hybridprobe. Durch die Umorientierungen der Fasern entstehen Spannungen, die sich auf das Aluminium übertragen. Wie zu erkennen ist, führen diese Spannungen zu einem Versagen der Klebeschicht. Im Fall der  $90^\circ$ -verstärkten Probe kommt es zu einem geraden, riefenförmigen Bruch. Im Bereich der Bruchstelle kommt es zu kohäsivem Versagen der Klebung.

Trotz der deutlich höheren Steifigkeit des unidirektionalen  $0^\circ$ -Laminats ist die Steifigkeit der CFK-Aluminiumproben nicht größer als die der reinen Aluminiumprobe. Der Übergang des elastischen Bereichs des Aluminiums in den plastischen ist für die  $0^\circ$ -verstärkte CFK-Aluminiumprobe sowie für die  $0^\circ/90^\circ$ - und  $0^\circ/45^\circ$ -CFK-Aluminiumproben nicht zu erkennen. Alle drei Verläufe verhalten sich ideal-linear bis zum Versagen. Die Festigkeit der  $0^\circ$ -GFK-Aluminiumprobe ist ca. 300% höher als die der reinen Aluminiumprobe. Die Festigkeiten der  $0^\circ/90^\circ$ - und  $0^\circ/45^\circ$ -CFK-Aluminiumproben sind 137,6% bzw. 143,4% höher als die Aluminiumreferenz. Im Vergleich zu den reinen CFK-Proben verringert sich die Festigkeit. Für das  $0^\circ$ -Laminat ist die Festigkeit der hybriden Probe ca. 51% geringer. Im Fall des  $0^\circ/90^\circ$ - bzw.  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats reduziert sich die Festigkeit um ca. 35% bzw. ca. 42,6%.

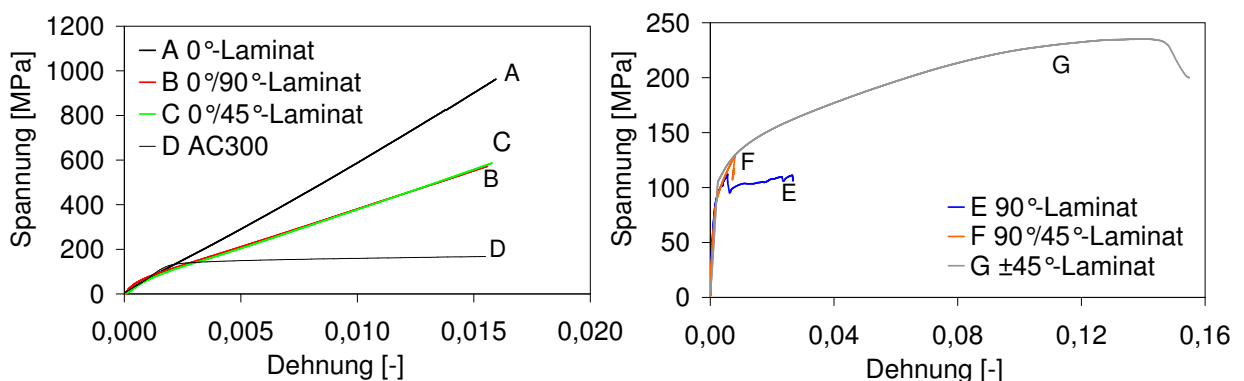


Abbildung 5.44: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der CFK-Aluminiumproben unter Zugbelastung:  $0^\circ$ -Anteil (links),  $90^\circ$ -Anteil (rechts)

Wie zuvor bei den  $\pm 45^\circ$ -FVK-Stahlproben ist die Bruchdehnung zwischen der GFK-Aluminiumprobe und der CFK-Aluminiumprobe für das  $\pm 45^\circ$ -Laminat mit ca. 12% deutlich geringer als bei den reinen FVK-Proben. Die  $90^\circ$ -dominierten Hybridproben weisen kein Hybridisierungspotential auf. Sowohl die Steifigkeit als auch die Festigkeit liegen weit unter den Werten der Aluminiumprobe. Auch in diesem Fall führt die Kombination des  $90^\circ$ -Laminats sowie des  $90^\circ/45^\circ$ -Laminats mit Aluminium zu einer Erhöhung der Bruchfestigkeit im Vergleich zu den monolithischen CFK-Proben. Die Bruchfestigkeit der  $90^\circ$ -CFK-Alumi-

niumprobe ist etwa 115% höher als die der monolithischen CFK-Probe. Die Festigkeit der 90°/45°-CFK-Aluminiumprobe erhöht sich um ca. 31%.

Das Versagensbild der CFK-Aluminiumproben ist ebenfalls gleich dem Verhalten der CFK-Stahlproben. Auch hier wird an dieser Stelle auf eine erneute Beschreibung verzichtet.

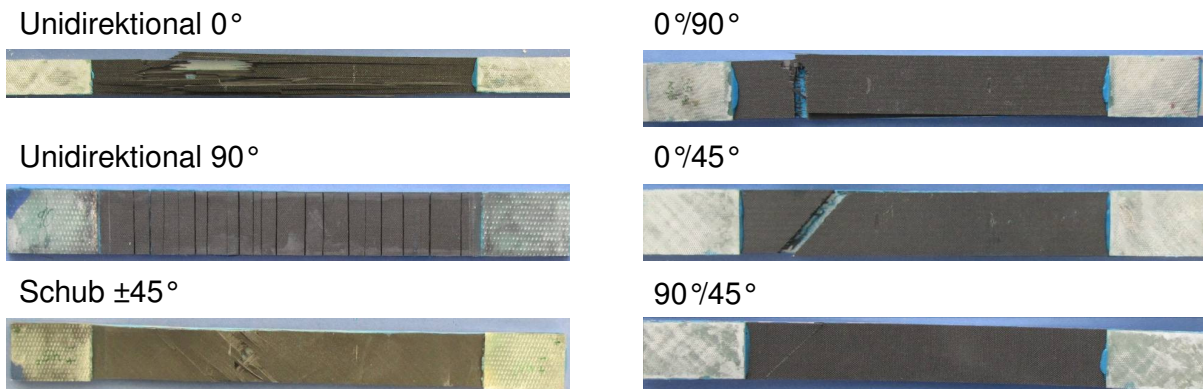


Abbildung 5.45: Übersicht der Versagensmoden der CFK-Aluminiumproben unter Zugbelastung in Abhängigkeit des Lagenaufbaus

### 3-Punkt-Biegeversuch

Im Fall der 3-Punkt-Biegeversuche werden die Hybridproben auf der Zugseite mit FVK verstärkt. Somit ist die dominierende Belastung im FVK eine Zugbelastung. Die Probengeometrie der Hybridproben basiert auf der Norm der reinen FVK-Proben. Auch bei den Hybridproben wurde der Versuch nach Erreichen der maximalen Durchbiegung angehalten.

In Abbildung 5.46 sind die Spannungs-Dehnungs-Verläufe für die GFK-verstärkten Stahlproben dargestellt. Es zeigt sich (Abb. 5.46, links), dass die Performance der reinen Stahlprobe durch die Hybridisierung nicht erreicht wird. Sowohl die Steifigkeit als auch die Festigkeit der Hybridproben liegen unterhalb der reinen Stahlprobe. Ursache für die geringere Steifigkeit der Hybridproben ist die geringe Steifigkeit der GFK-Laminats. Trotz der hohen Biegefestigkeit des 0°-GFK-Laminats von ca. 1600MPa ist die Gesamtperformance der Hybridproben im Vergleich zu der reinen Stahlprobe gering. Die Festigkeit der 0°-verstärkten Hybridprobe liegt 18% unter der Festigkeit der reinen Stahlprobe. Durch den geringeren 0°-Anteil der 0°/45°- bzw. 0°/90°-Verstärkung im Vergleich zum 0°-Laminat reduziert sich die maximale Festigkeit entsprechend. Für die 0°/45°-verstärkte Hybridprobe ist diese um 32,3%, für die 0°/90°-verstärkte Hybridprobe um 46,4% geringer als die Stahlreferenz. Auffallend ist ebenfalls, dass bei der 3-Punkt-Biegung im Gegensatz zu den Zugversuchen die Bruchdehnung des 0°-Laminats höher ist als die der 0°/45°- und 0°/90°-Proben. Insgesamt verändert sich

das Versagensverhalten der Hybridproben, verglichen mit den reinen GFK-Proben, dahingehend, dass der Versagensverlauf nicht mehr linear ist. Verglichen mit den reinen GFK-Proben kommt es im Fall des  $0^\circ$ -Laminats zu einer Reduzierung der Festigkeit um ca. 36,3%. Für das  $0^\circ/90^\circ$ - und  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat verringert sich die Festigkeit um ca. 36,1% bzw. ca. 21,5%.

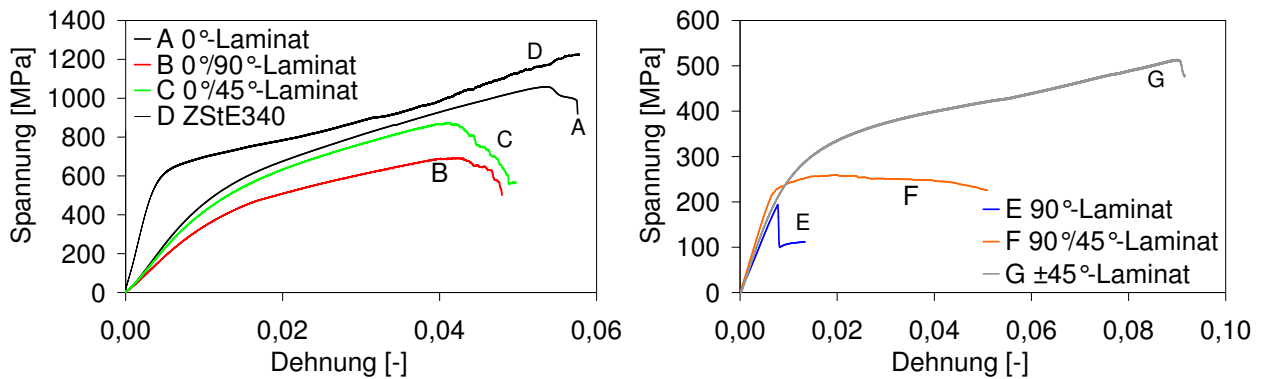


Abbildung 5.46: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der GFK-Stahlproben unter 3-Punkt-Biegebelastung:  $0^\circ$ -Anteil (links),  $90^\circ$ -Anteil (rechts)

Das Versagensverhalten der  $90^\circ$ -dominierten Hybridproben entspricht dem der reinen GFK-Proben. Die  $90^\circ$ -verstärkte Probe versagt frühzeitig durch Matrixbruch. Im Fall der  $90^\circ/45^\circ$ -verstärkten Probe kommt es nach Erreichen der maximalen Festigkeit zu einem sukzessiven Abfall, hervorgerufen durch eine Umorientierung der Fasern in Verbindung mit der Schädigung der Matrix. Die höchste Festigkeit der  $90^\circ$ -dominierten Hybridproben wird durch die  $\pm 45^\circ$ -Verstärkung erzielt. Die Kombination von GFK und Stahl führt auch bei der 3-Punkt-Biegebelastung für das  $90^\circ$ - und das  $90^\circ/45^\circ$ -Laminat zu einer deutlichen Steigerung der Bruchfestigkeit, verglichen mit den monolithischen GFK-Proben. Im Fall der  $90^\circ$ -Verstärkung erhöht sich die Bruchfestigkeit um ca. 100%, die  $90^\circ/45^\circ$ -Verstärkung ergibt eine um ca. 41% gesteigerte Bruchfestigkeit.

Das Versagensverhalten der GFK-Stahlproben ist in Abbildung 5.47 aufgeführt. Die  $0^\circ$ -GFK-Stahlprobe versagt zum einen durch Brechen der Fasern, zum anderen durch kohäsives Versagen der Klebeschicht. Bei der  $90^\circ$ -verstärkten Stahlprobe kommt es, wie zuvor bei der reinen  $90^\circ$ -GFK-Probe, zu einem glatten Matrixbruch quer zur Probenlängsachse. Aufgrund der starken Verformung der Probe versagt die Klebeschicht im Bereich des Bruches kohäsiv. Das  $\pm 45^\circ$ -Laminat weist nach dem Versuch Zwischenfaserbrüche sowie Delaminationen auf. Im Versagensbereich des Laminats kommt es zu einem Kohäsionsbruch der Klebung. Bei der  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Stahlprobe brechen die Fasern der  $0^\circ$ -Lagen, was zum Aufspleißen der Probe



führt. Zudem kommt es zu geringen Delaminationserscheinungen. Die beispielhaft dargestellte Probe weist kein Versagen der Klebeschicht auf. Bei anderen Proben dieser Versuchsreihe kam es zum Ablösen des Laminats durch kohäsives Klebstoffversagen. Im Gegensatz zu dem  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat kommt es bei dem  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat zu starker Delamination. Bei genauer Betrachtung der Probe lässt sich ein Bruch in  $45^\circ$ -Richtung erkennen. Auch in dieser Versuchsreihe haben einige Proben unter kohäsivem Bruch der Klebung versagt. Bei der  $90^\circ/45^\circ$ -GFK-Stahlprobe kommt es zu einer Art Aufspießen des Laminats. Starke Delamination führt zu einer vollständigen Zerstörung im Bruchbereich.

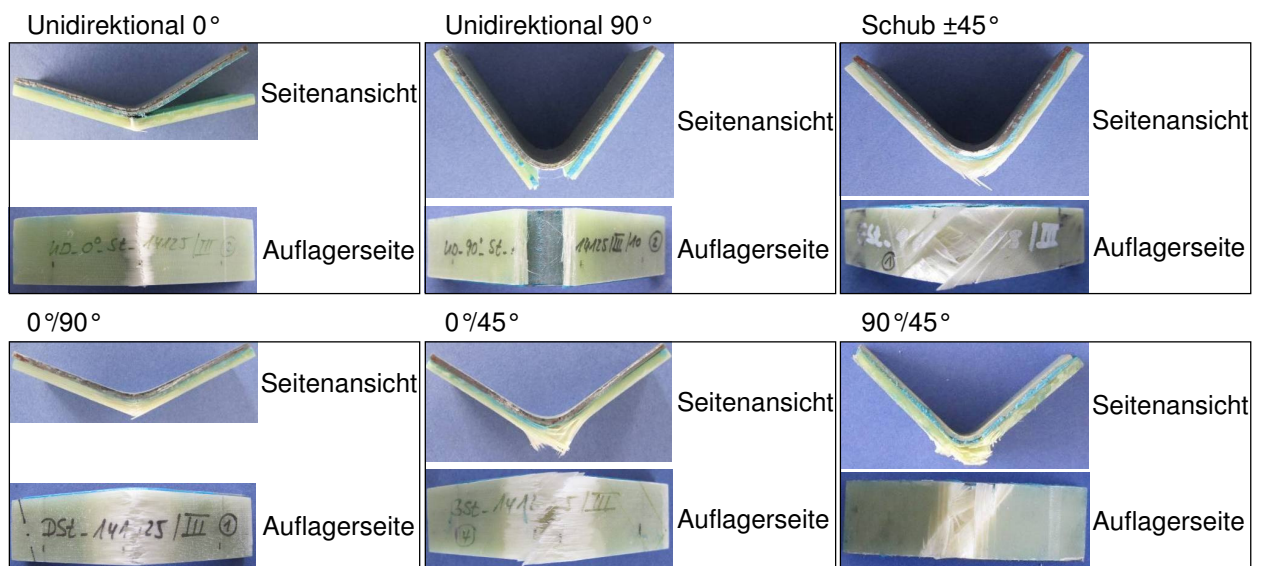


Abbildung 5.47: Übersicht der Versagensmoden der GFK-Stahlproben unter 3-Punkt-Biegebelastung in Abhängigkeit von dem Lagenaufbau der Proben

Die Spannungs-Dehnungs-Verläufe der CFK-verstärkten Stahlproben sind in Abbildung 5.48 dargestellt. Die Steifigkeit der  $0^\circ$ -dominierten CFK-Stahlproben ist deutlich höher als die der  $0^\circ$ -dominierten GFK-Stahlproben. Trotzdem wird die Steifigkeit der reinen Stahlprobe nicht erreicht. Die Biegefestigkeit der  $0^\circ$ -verstärkten CFK-Stahlprobe von  $1300,6\text{MPa}$  ist nur  $1,0\%$  höher als die der reinen Stahlprobe. Im Fall der Hybridprobe wird die maximale Festigkeit bei einer deutlich geringeren Dehnung erreicht. Das bedeutet, dass die reine Stahlprobe sehr viel mehr Intrusion zulässt, bis die maximale Festigkeit erreicht ist. Grund dafür ist das Abflachen der reinen Stahlkurve im plastischen Bereich. Ab einer Dehnung von ca.  $1,0\%$  liegt die Biegefestigkeit der  $0^\circ/90^\circ$ - bzw. der  $0^\circ/45^\circ$ -CFK-Stahlprobe über der Biegefestigkeit der reinen Stahlprobe. Dieses Verhalten setzt sich bis zu dem Versagen der Hybridproben fort. Die maximale Biegefestigkeit der  $0^\circ/90^\circ$ -CFK-Stahlprobe von  $985,9\text{MPa}$  bzw. der  $0^\circ/45^\circ$ -CFK-Stahlprobe von  $1022,7\text{MPa}$  ist um  $23,5\%$  bzw.  $20,7\%$  geringer als die der reinen Stahlprobe.

Im Gegensatz zu den GFK-Stahlproben sind die Verläufe der  $0^\circ/90^\circ$ -verstärkten und der  $0^\circ/45^\circ$ -verstärkten CFK-Stahlproben identisch. Auch für die CFK-verstärkten Stahlproben verändert sich das Versagensverhalten, verglichen mit den reinen CFK-Proben dahingehend, dass der Versagensverlauf exponentiell ist. Verglichen mit den reinen CFK-Proben kommt es im Fall der  $0^\circ$ -verstärkten Hybridprobe erneut zu einem Festigkeitsverlust von ca. 6%. Dieser ist damit deutlich geringer als bei den GFK-Stahlproben bzw. den hybriden Zugversuchen. Die  $0^\circ/90^\circ$ - und die  $0^\circ/45^\circ$ -Verstärkung der Stahlproben führt im Gegensatz zu den bisherigen Untersuchungen zu einer Erhöhung der Festigkeit von 1,5% bzw. 8,1%.

Die  $90^\circ$ -dominierten CFK-Stahlproben verhalten sich analog zu den GFK-Stahlproben. Auch hier kommt es zu einem abrupten Brechen des  $90^\circ$ -Laminats. Das  $90^\circ/45^\circ$ -Laminat versagt sukzessiv nach Erreichen der maximalen Festigkeit. Die maximale Biegefestigkeit der  $90^\circ$ -dominierten Proben wird mit der  $\pm 45^\circ$ -Hybridisierung erzielt. Diese liegt jedoch mit 525,5MPa ca. 60% unterhalb der maximalen Biegefestigkeit der reinen Stahlprobe. Die Bruchfestigkeit der hybriden  $90^\circ$ -CFK-Stahlprobe und der  $90^\circ/45^\circ$ -CFK-Stahlprobe erhöht sich, verglichen mit den monolithischen CFK-Proben, um 88% bzw. um 35%.

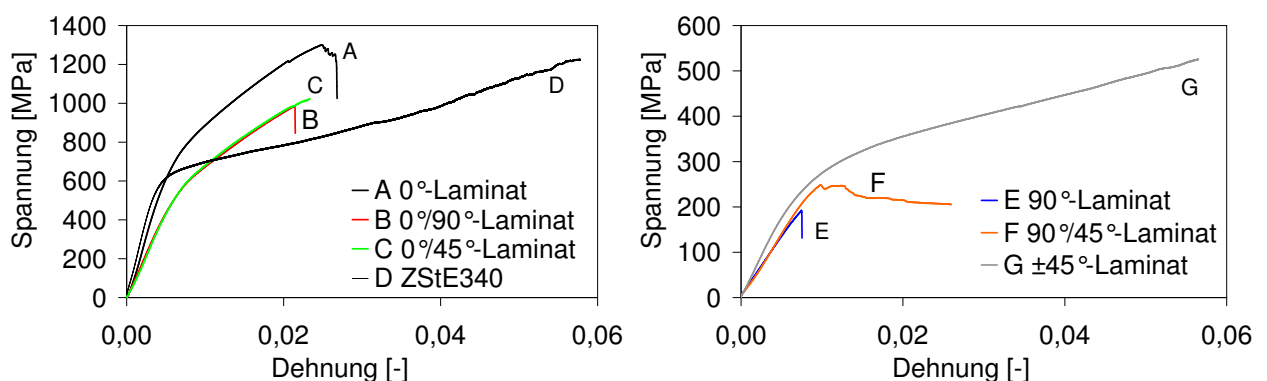


Abbildung 5.48: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der CFK-Stahlproben unter 3-Punkt-Biegebelastung:  $0^\circ$ -Anteil (links),  $90^\circ$ -Anteil (rechts)

Die Darstellung der CFK-Stahlproben nach Krafteinwirkung für den Lastfall 3-Punkt-Biegung sind in Abbildung 5.49 zu sehen. Bei der mit  $0^\circ$ -CFK-verstärkten Stahlprobe kommt es zu einem Aufspleißen der Fasern in der CFK-Schicht sowie zum Faserbruch quer zur Zugrichtung. Die unteren beiden Lagen haften noch auf der Stahlprobe. Die Matrix der  $90^\circ$ -Probe versagt, wie zuvor bei der reinen CFK-Probe, in einem glatten Bruch entlang der Fasern. Eine Ablösung des CFK-Laminats von der Stahloberfläche kann nicht festgestellt werden. Im Fall der  $\pm 45^\circ$ -CFK-Stahlprobe kommt es zu einem minimalen Aufspleißen der Fasern am Rand der Probe. Trotz der hohen Verformung bleibt die Haftung erhalten. Wie bereits bei der reinen CFK-Probe kommt es zur Bildung von Lagenpaketen, bestehend aus einer  $0^\circ$ - und  $90^\circ$ -Lage. Diese Delaminationen sind, im Gegensatz zu der reinen CFK-Probe, für die

Hybridprobe auf die beiden äußeren Lagenpakete des Laminats begrenzt. Die Haftung der unteren Laminatschicht ist auch nach dem Versuch noch intakt. Die Delaminationen der Hybridprobe mit dem  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat fallen deutlich stärker aus als bei der reinen CFK-Probe. Trotz des Aufspleißens der Probe bleibt die Haftung der unteren Lage mit der Stahlprobe bestehen. Die  $90^\circ/45^\circ$ -CFK-Stahlprobe versagt durch starke Delaminationen der einzelnen Lagen. Eine Paketbildung wie bei dem  $0^\circ/90^\circ$ - bzw.  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat ist nicht zu erkennen.

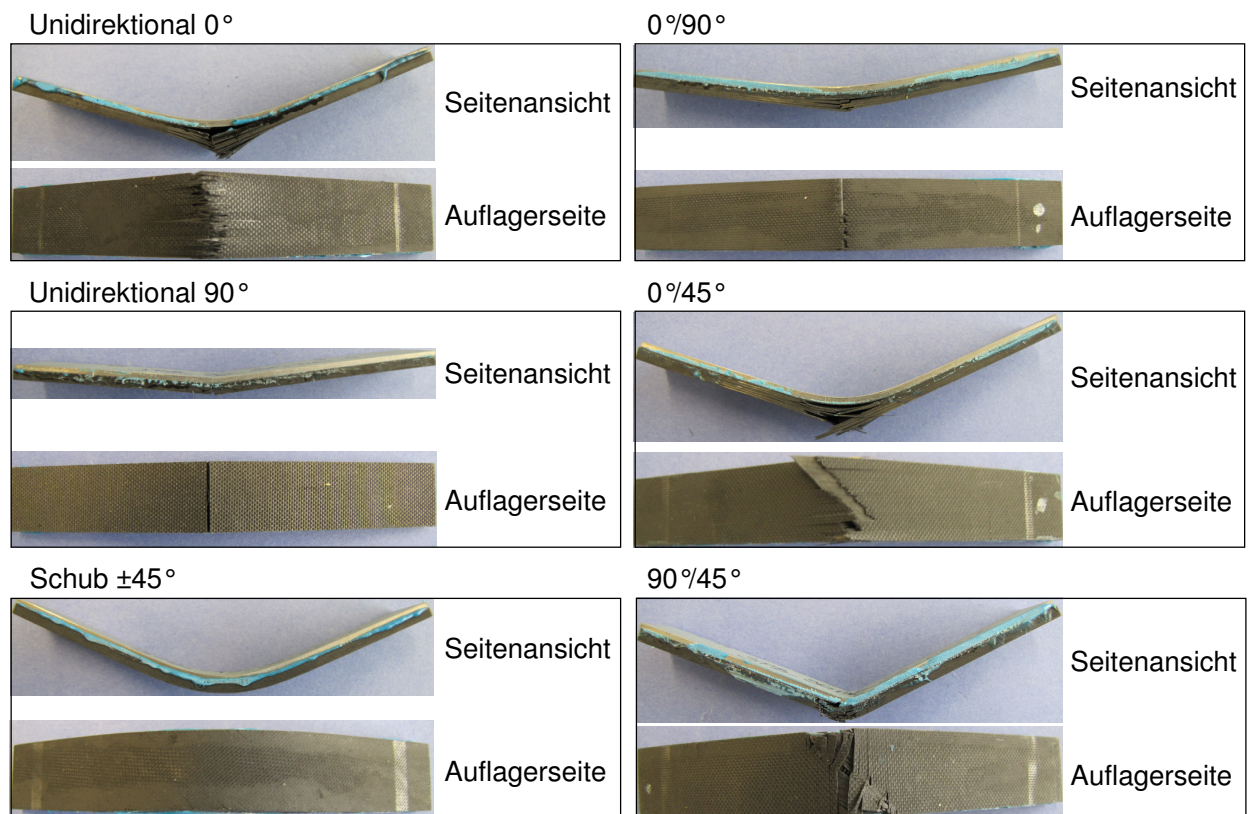


Abbildung 5.49: Übersicht der Versagensmoden der CFK-Stahlproben unter 3-Punkt-Biegebelastung in Abhängigkeit von dem Lagenaufbau der Proben

Die Spannungs-Dehnungs-Verläufe der GFK-verstärkten Aluminiumproben sind in Abbildung 5.50 ersichtlich. Wie zuvor bei den GFK-verstärkten Stahlproben ist die Biegesteifigkeit der  $0^\circ$ -dominierten Hybridproben bis zu einer Dehnung von ca. 1,0% - 1,5% geringer als die der reinen Aluminiumprobe. Mit dem Überschreiten des elastischen Bereichs des Aluminiums reduziert sich die Steifigkeit der reinen Aluminiumprobe. Ab den oben genannten Dehnungen liegt die Festigkeit bis zum Versagen der Hybridproben oberhalb der reinen Aluminiumprobe. Die maximale Festigkeit der  $0^\circ$ -verstärkten Aluminiumprobe ist mit 607,3MPa um ca. 1,0% geringer als die der reinen Aluminiumprobe. Die maximale Festigkeit der Hybridprobe wird jedoch bei einer deutlich geringeren Dehnung erreicht. Für den Einsatz der Hybridstruktur im



Fahrzeug bedeutet der schnellere Anstieg der Spannung bzw. der Kraft eine geringere Intrusion bei gleicher Energieabsorption. Die  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Aluminiumprobe sowie die  $0^\circ/45^\circ$ -GFK-Aluminiumprobe liegen mit einer Biegefestigkeit von 481,3MPa bzw. 512,3MPa, um 21,5% bzw. 16,1% unter der Biegefestigkeit der reinen Aluminiumprobe. Verglichen mit den reinen GFK-Proben reduziert sich die maximale Festigkeit für die  $0^\circ$ -verstärkte Aluminiumprobe um ca. 36,5%. Die Hybridisierung ergibt im Fall der  $0^\circ/90^\circ$ - bzw. der  $0^\circ/45^\circ$ -Verstärkung eine um ca. 55,5% bzw. ca. 53,8% geringere Festigkeit. Auch im Fall der hybriden Aluminiumproben ist der Spannungs-Dehnungs-Verlauf exponentiell. Das Versagensverhalten der  $90^\circ$ -dominierten GFK-Aluminiumproben entspricht dem der GFK-Stahlproben. Das  $90^\circ$ -Laminat versagt erneut abrupt nach linearem Verlauf bei einer Festigkeit von 151,8MPa. Die maximale Festigkeit der  $\pm 45^\circ$ -verstärkten Aluminiumprobe ist mit 514,3MPa minimal höher als die der  $0^\circ/90^\circ$ -verstärkten Aluminiumprobe. Die Festigkeit wird jedoch, ähnlich wie bei der reinen Aluminiumprobe, bei einer sehr hohen Bruchdehnung von 16,4% erreicht. Verglichen mit den monolithischen GFK-Proben erhöht sich die Bruchfestigkeit der  $90^\circ$ -GFK-Aluminiumprobe um 56%, die der  $90^\circ/45^\circ$ -GFK-Aluminiumprobe um 19%.

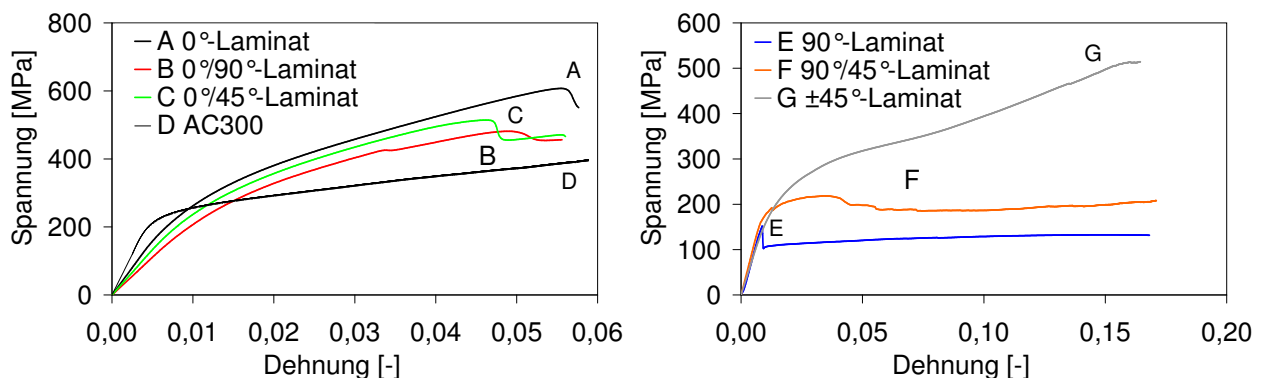


Abbildung 5.50: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der GFK-Aluminiumproben unter 3-Punkt-Biegebelastung:  $0^\circ$ -Anteil (links),  $90^\circ$ -Anteil (rechts)

Abbildung 5.51 gibt einen Überblick der Versagensmoden der GFK-Aluminiumproben unter 3-Punkt-Biegebelastung. Ein Vergleich mit den GFK-Stahlproben offenbart ein ähnliches Versagensverhalten. Im Gegensatz zu der  $0^\circ$ -GFK-Stahlprobe, bei der es zu reinem kohäsivem Versagen der Klebeschicht kam, kommt es bei der GFK-Aluminiumprobe zu einer Kombination aus kohäsivem und adhäsivem Versagen. Ein weiterer Unterschied ist, dass bei allen GFK-Aluminiumproben mit den Laminaten  $0^\circ/90^\circ$  sowie  $0^\circ/45^\circ$  die Klebung durch kohäsiven Bruch versagt.

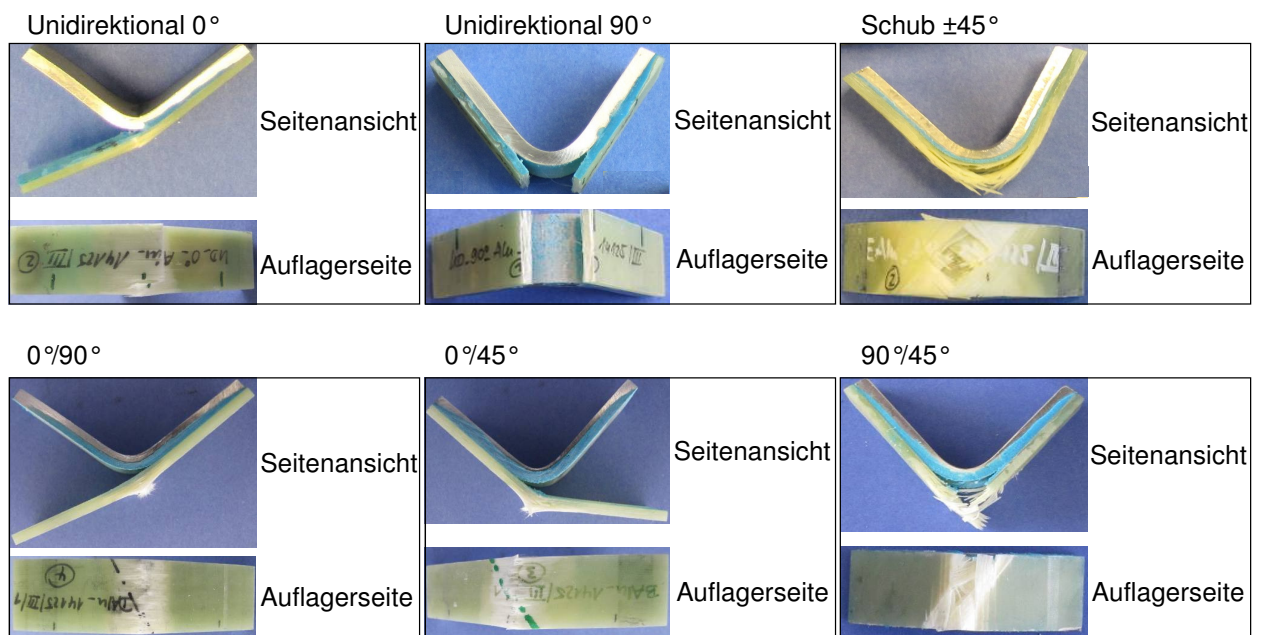


Abbildung 5.51: Übersicht der Versagensmoden der GFK-Aluminiumproben unter 3-Punkt-Biegebelastung in Abhängigkeit des Lagenaufbaus

Die CFK-Verstärkungen der Aluminiumproben führen im Fall der  $0^\circ$ -dominierten Laminat zu einer deutlich höheren Performance, verglichen mit der reinen Aluminiumprobe (vgl. Abb. 5.52). Die  $0^\circ$ -verstärkte CFK-Aluminiumprobe besitzt eine deutlich höhere Biegesteifigkeit als die reine Aluminiumprobe. Die Biegefestigkeit ist mit  $810,3\text{MPa}$  um ca.  $32,3\%$  höher als die der reinen Aluminiumprobe. Die Biegesteifigkeiten der  $0^\circ/90^\circ$ -verstärkten bzw. der  $0^\circ/45^\circ$ -verstärkten CFK-Aluminiumproben sind im elastischen Bereich identisch mit der der reinen Aluminiumprobe. Die Festigkeiten liegen mit  $664\text{MPa}$  für die  $0^\circ/90^\circ$ -verstärkte Probe und mit  $695,2\text{MPa}$  der  $0^\circ/45^\circ$ -verstärkten Probe mit  $8,3\%$  bzw.  $13,4\%$  oberhalb der reinen Aluminiumprobe. Die Festigkeit der  $0^\circ$ -verstärkten CFK-Aluminiumprobe ist um ca.  $41,3\%$  geringer als die der reinen CFK-Probe. Für die  $0^\circ/90^\circ$ - und  $0^\circ/45^\circ$ -verstärkten CFK-Aluminiumproben kommt es zu einer Reduzierung der Festigkeit um ca.  $31,6\%$  bzw. ca.  $26,5\%$ . Erneut ist bei den  $0^\circ$ -dominierten Laminaten ein exponentieller Spannungs-Dehnungs-Verlauf zu erkennen.

Das Versagensverhalten der  $90^\circ$ -dominierten CFK-Aluminiumproben ist analog zu den GFK-Aluminiumproben. Die Biegefestigkeit der  $\pm 45^\circ$ -CFK-Aluminiumprobe in Höhe von  $437\text{MPa}$  ist signifikant ( $34,2\%$ ) geringer als die Biegefestigkeit der  $0^\circ/90^\circ$ -verstärkten CFK-Aluminiumprobe. Dieses Verhalten konnte bei den entsprechenden GFK-Aluminiumproben nicht festgestellt werden. Die Bruchfestigkeit der CFK-Aluminiumproben mit der  $90^\circ$ - bzw.  $90^\circ/45^\circ$ -Verstärkung erhöht sich um  $57\%$  bzw.  $24\%$ , verglichen mit den entsprechenden monolithi-

schen CFK-Proben.

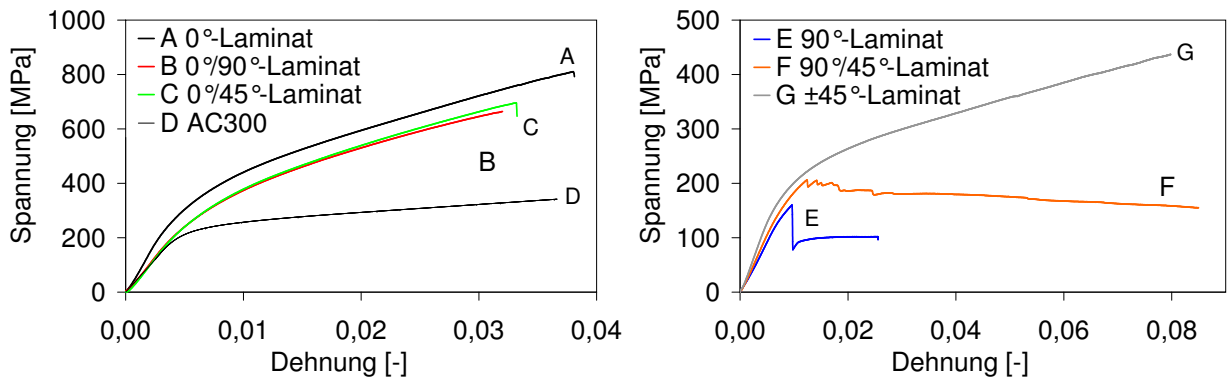


Abbildung 5.52: Spannungs-Dehnungs-Verläufe der CFK-Aluminiumproben unter 3-Punkt-Biegebelastung: 0°-Anteil (links), 90°-Anteil (rechts)

Die in Abbildung 5.53 dargestellten Versagensmoden der CFK-Aluminiumproben stimmen mit dem Versagensverhalten der CFK-Stahlproben überein. Prinzipiell lässt sich eine etwas geringere Haftung des Laminats an den Aluminiumproben feststellen. Trotzdem kommt es bei allen Proben zu kohäsivem und adhesivem Versagen an der Aluminium- und FVK-Seite.

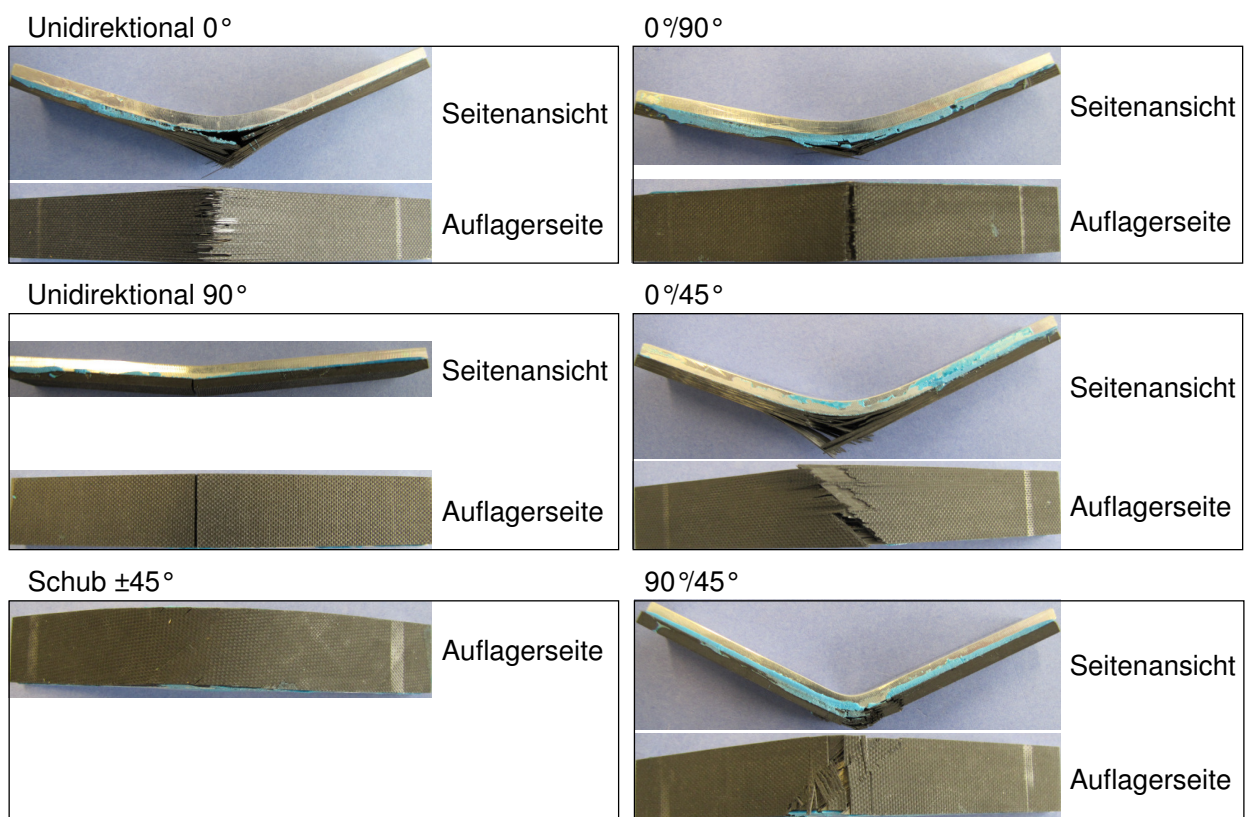


Abbildung 5.53: Übersicht der Versagensmoden der CFK-Aluminiumproben unter 3-Punkt-Biegebelastung in Abhängigkeit von dem Lagenaufbau der Proben

Die Erkenntnisse über das Versagensverhalten der hybriden Elementarversuche können wie folgt zusammengefasst werden:

Sowohl für die Zugversuche als auch für die 3-Punkt-Biegeversuche führt die Verstärkung der Metallproben durch die 90°-dominierten Lamine zu keiner Steigerung der Steifigkeit bzw. der Festigkeit im Vergleich zu der reinen Metallprobe. Eine Anwendung dieser Lamine für die lokale Verstärkung von Fahrzeugstrukturen ist somit wenig sinnvoll. In dieser Arbeit dienen diese Lamine vielmehr der Validierung der Materialmodelle sowie dem Verständnis des Versagensverhaltens.

Im Gegensatz dazu kann durch die Verstärkung der Metallproben durch die 0°-dominierten Lamine eine Erhöhung der Gesamtsteifigkeit bzw. -festigkeit erzielt werden. Das Potential der Hybridproben ist dabei stark von der Materialkombination und dem Lastfall abhängig. In Abhängigkeit des Lastfalls können folgende Aussagen getroffen werden:

Zugversuch:

- Im elastischen Bereich des Metalls ist die Steifigkeit der FVK-Stahlproben geringer als die der reinen Stahlprobe. Im plastischen Bereich fällt die Steifigkeit der reinen Stahlprobe jedoch deutlich unter die Steifigkeit der Hybridproben.
- Die Steifigkeit der FVK-Aluminiumproben entspricht im elastischen Bereich in etwa der Steifigkeit der reinen Aluminiumprobe. Im plastischen Bereich liegt die Steifigkeit der Hybridsysteme jedoch deutlich über der Steifigkeit der reinen Aluminiumprobe.
- Die maximale Festigkeit der Hybridsysteme liegt oberhalb der maximalen Festigkeit der entsprechenden reinen Metallproben. Aufgrund der höheren Steifigkeit der Hybridsysteme im plastischen Bereich des Metalls wird die maximale Festigkeit der hybriden Proben bei einer deutlich geringeren Dehnung erreicht.

3-Punkt-Biegeversuch:

- Im elastischen Bereich des Metalls liegt die Steifigkeit der GFK-Stahlproben sowie der GFK-Aluminiumproben unterhalb der Steifigkeit der entsprechenden Metallprobe. Im plastischen Bereich des Metalls entsprechen die Steifigkeiten der GFK-Stahlproben in etwa der Steifigkeit der reinen Stahlprobe. Die Steifigkeit der GFK-Aluminiumproben ist im plastischen Bereich des Aluminiums höher als die der reinen Aluminiumprobe.
- Während die Steifigkeit der 0°/45°- und 0°/90°-CFK-Stahlproben im elastischen Bereich geringer ist als die der reinen Stahlprobe, ist die Steifigkeit der 0°-CFK-Stahlprobe trotz des geringeren E-Moduls von CFK im Vergleich zu Stahl gleich der Steifigkeit

der reinen Stahlprobe. Die Steifigkeit der  $0^\circ/45^\circ$ - und  $0^\circ/90^\circ$ -CFK-Aluminiumproben entspricht im elastischen Bereich der reinen Aluminiumprobe. Die Steifigkeit der  $0^\circ$ -CFK-Probe hingegen ist deutlich höher als die der reinen Aluminiumprobe.

- Aufgrund der geringen Steifigkeit der GFK-Stahlproben ist die Festigkeit der Hybridproben über den gesamten Versuch hinweg geringer als die der reinen Stahlprobe. Im Gegensatz dazu liegen die Festigkeiten der GFK-Aluminiumproben ab einer Dehnung von ca. 1,0% oberhalb der Festigkeit der reinen Aluminiumprobe. Die maximale Festigkeit der  $0^\circ/45^\circ$ - und  $0^\circ/90^\circ$ -GFK-Aluminiumproben ist jedoch geringer als die der reinen Aluminiumprobe. Die  $0^\circ$ -GFK-Aluminiumprobe erreicht hingegen das Festigkeitsniveau der reinen Aluminiumprobe.
- Die CFK-Stahlproben besitzen ab einer Dehnung von ca. 0,5% ( $0^\circ$ -Laminat) bzw. 1,0% ( $0^\circ/45^\circ$ - und  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat) eine höhere Festigkeit als die reine Aluminiumprobe. Die maximale Festigkeit der  $0^\circ/45^\circ$ - und  $0^\circ/90^\circ$ -CFK-Stahlproben erreicht nicht das Niveau der reinen Aluminiumprobe. Die maximale Festigkeit der  $0^\circ$ -CFK-Stahlprobe entspricht hingegen jener der reinen Aluminiumprobe. Im elastischen Bereich ist die Festigkeit der CFK-Aluminiumproben ( $0^\circ/45^\circ$ - und  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat) identisch mit der Festigkeit der reinen Aluminiumprobe. Ab einer Dehnung von ca. 0,5% liegen die Festigkeiten dieser Hybridproben über der Festigkeit der reinen Aluminiumprobe. Die Festigkeit der  $0^\circ$ -CFK-Stahlprobe ist stets höher als die der reinen Aluminiumprobe.

### 5.4.2 Stauch- und 3-Punkt-Biegeuntersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen

Um das Versagensverhalten hybrider Strukturen zu untersuchen, wurden diese, wie bereits zuvor die reinen FVK-Strukturen, unter Crashbelastung im Fallturm getestet. Der Versuchsaufbau für die 3-Punkt-Biegung und der Stauchung entspricht jenem der reinen FVK-Strukturen. Die Geometrie der Hybridprofile und der reinen FVK-Profile ist identisch. In Abhängigkeit der Lastfälle wurden die folgenden Materialkombinationen berücksichtigt:

3-Punkt-Biegung:

- GFK ( $0^\circ/90^\circ$ )<sub>5</sub>/ZStE340 (2,0mm)
- CFK ( $0^\circ/90^\circ$ )<sub>5</sub>/ZStE340 (2,0mm)
- GFK ( $0^\circ/90^\circ$ )<sub>5</sub>/EN AW-7021 (2,0mm)
- CFK ( $0^\circ/90^\circ$ )<sub>5</sub>/EN AW-7021 (2,0mm)

Stauchung:

- GFK ( $0^\circ/90^\circ$ )<sub>5</sub>/ZStE340 (1,35mm)
- CFK ( $0^\circ/90^\circ$ )<sub>5</sub>/ZStE340 (1,35mm)
- GFK ( $0^\circ/90^\circ$ )<sub>5</sub>/AC300 (3,0mm)
- CFK ( $0^\circ/90^\circ$ )<sub>5</sub>/AC300 (3,0mm)

Die Faserorientierung der ersten Laminatlage ( $0^\circ$ -Lage), die auf das Metallprofil aufgetragen wird, verläuft stets längs des Profils. Die Fügeverfahren für die Stahlprofile unterscheiden sich von dem der Aluminiumprofile. Die Verbindung der Stahlprofile erfolgt durch Widerstandspunktschweißen, die Aluminiumprofile werden über Stanzniet-Kleben miteinander verbunden. Die Klebung erfolgt durch einen kaltaushärtenden 2-Komponentenklebstoff.

Um den Einfluss des Laminats zu zeigen, werden die Hybridprofile auf die reinen Metallprofile referenziert. Die Impaktenergie beträgt für die 3-Punkt-Biegung 5500J. Die daraus resultierende Impaktgeschwindigkeit beträgt 7,1m/s. Für den Lastfall Stauchung werden die Strukturen mit einer Energie von 25000J belastet. Hieraus ergibt sich eine Impaktgeschwindigkeit von 9,54m/s. Die Auslegung der Energien erfolgte über Vorabsimulationen der reinen Metallprofile. Ziel war, eine maximale Deformation des schwächsten Bauteils zu erzielen.

### 3-Punkt-Biegeversuch

In Abbildung 5.54, links sind das Metallprofil und die GFK-Verstärkung separat dargestellt. In der Mitte der Abbildung ist die GFK-Verstärkung bereits mit dem Metallprofil verklebt und rechts ist das mit einer Bodenplatte versehene Hybridprofil in der 3-Punkt-Biegevorrichtung zu sehen.

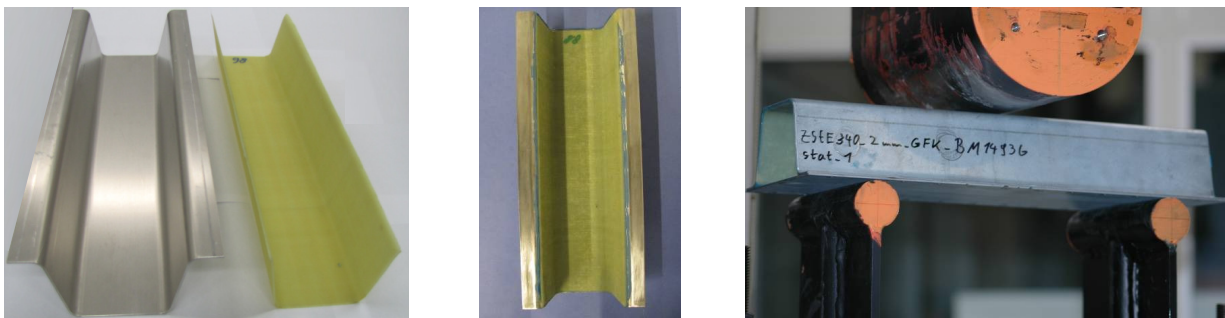


Abbildung 5.54: Metallprofil und GFK-Verstärkung separat (links), verklebtes GFK-Metallprofil (Mitte), Hybridprofil in 3-Punkt-Biegevorrichtung (rechts)

Die Kraft-Weg-Verläufe der FVK-Stahl-Hutprofile sowie des reinen Stahlprofils sind in Abbildung 5.55 dargestellt. Durch die Verstärkung des Stahlprofils mit GFK bleibt das grundlegende Versagensverhalten erhalten. Ein Vergleich der Verläufe des reinen Stahlprofils mit dem GFK-Stahlprofil weist die gleichen charakteristischen Versagemuster auf. Die FVK-Verstärkung wirkt dem lokalen Beulen des Stahlbauteils entgegen. Die Aktivierung aller Flächen führt lediglich zu einer Erhöhung des Kraftniveaus. Die höhere Steifigkeit des CFK's führt zu einer erhöhten Widerstandsfähigkeit des Laminats. Ein steilerer Anstieg der Kraft zu Beginn des Versuchs im Vergleich zu dem GFK-verstärkten Profil ist die Folge. Des Weiteren erhöht sich das Kraftniveau. Verglichen mit dem reinen Stahlprofil, erzielt man durch die



CFK-Verstärkung einen um 25,3% und durch die GFK-Verstärkung einen um 19,0% geringeren Intrusionsweg. Gleichzeitig erhöht sich die maximale Kraft, die das Bauteil aufnimmt, für das CFK-verstärkte Profil um 37,2% und das GFK-verstärkte Profil um ca. 39,2%. Ein katastrophales Versagensverhalten, wie es bei dem reinen CFK-Profil beobachtet werden konnte, wird durch die duktile Trägerstruktur in Form des Stahlhutprofils verhindert. Das Gewicht der Profile steigt um ca. 9,1% für das CFK-Stahlprofil und um ca. 11,4% für das GFK-Stahlprofil.

Aufgrund der Duktilität des Stahls beginnt sich das reine Stahlprofil direkt nach dem Impact im Bereich des Impaktors lokal zu verformen. Daraus resultiert ein flacher Kraftverlauf, bis es zur ersten Faltenbildung bzw. Beulen der Profilflanken bei einer Intrusion von ca. 12mm kommt. Die Verstärkungen der Metallstruktur führen zu einem steileren Anstieg der Kraft (Kurve A und Kurve B) zu Beginn des Versuchs. Im Fall der GFK-Verstärkung tritt ebenfalls bei ca. 12mm Erstversagen in den oberen Radien auf. Bei dem CFK-Profil kommt es bereits nach ca. 5mm zu einem ersten Nachgeben der Struktur. Aufgrund der hohen Gesamtsteifigkeit des Profils im oberen Bereich, gibt das Profil an den unteren Radien der jeweiligen Auflagerpunkte nach. Diese sind nicht durch den CFK-Patch verstärkt. Es kommt zu einem „Setzen“ des Profils. Bei einem Kraftniveau von ca. 90kN beginnt das CFK-Profil an den oberen Radien zu beulen. Die Intrusion beträgt, wie zuvor bei den beiden anderen Profilen, ca.12mm. Im Folgenden beginnen die Seitenwände aller drei Profile bei ca. 30mm zu beulen. Unter leichten Oszillationen steigt die Kraft weiter an, bis die Energie vollständig absorbiert ist. Die Kenngrößen sind für die FVK-Stahlhutprofile unter 3-Punkt-Biegebelastung in Tabelle 5.11 zusammengefasst.

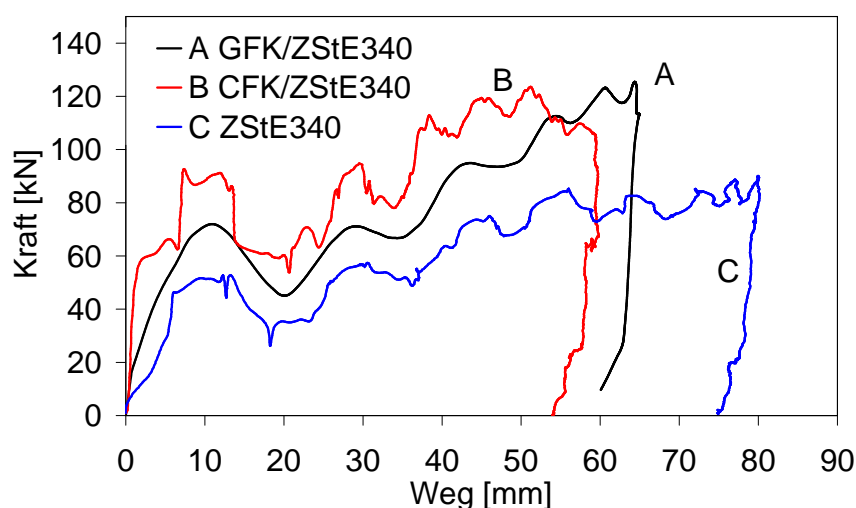


Abbildung 5.55: Kraft-Weg-Verläufe der 3-Punkt-Biegeversuche an FVK-Stahlhutprofilen sowie des Stahlhutprofils

	ZStE340	GFK/ZStE340	CFK/ZStE340
max. Kraft [kN]	90,1	125,4	123,6
max. Weg [mm]	80,1	65,0	59,8
Gewicht [kg]	4,40	4,90	4,80

Tabelle 5.11: Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse der FVK-Stahlhutprofile unter 3-Punkt-Biegebelastung

Das Schadensbild der hybriden Profile wird anhand von Abbildung 5.56 deutlich. Das CFK-Laminat weist eine deutlich stärkere Ablösung von dem Stahlprofil, verglichen mit dem GFK-Laminat, auf. Des Weiteren ist der bereits oben beschriebene Faserbruch des CFK's innerhalb des roten Bereichs zu erkennen. Für die GFK-Verstärkung können zwar Bereiche in denen Delaminationen aufgetreten sind identifiziert werden, ein lokales Brechen der Fasern kann jedoch nicht festgestellt werden.

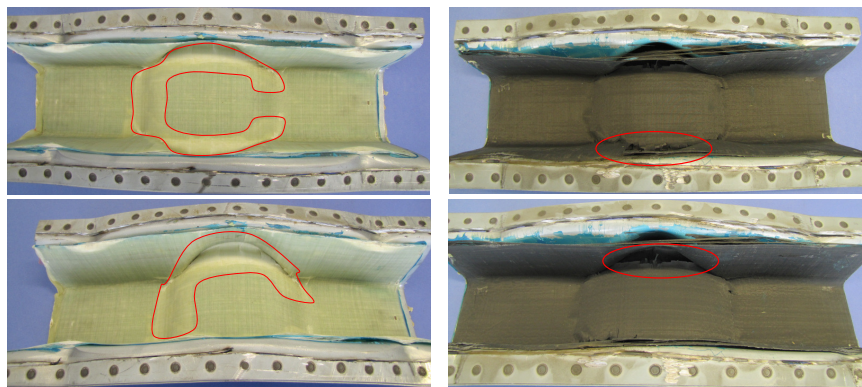


Abbildung 5.56: Schadensbild der hybriden Profile: GFK-Stahlprofil (links) und CFK-Stahlprofil (rechts)

Abbildung 5.57 zeigt die Kraft-Weg-Verläufe des monolithischen Aluminiumprofils sowie der FVK-verstärkten Profile. Durch die FVK-Verstärkung reduziert sich der Intrusionsweg des GFK-Aluminiumprofils um ca. 50% und für das CFK-Aluminiumprofil um ca. 46%. Gleichzeitig steigt das Kraftniveau des GFK-verstärkten Profils sowie des CFK-verstärkten Profils um ca. 43%. Wie zuvor bei dem Stahlprofil kommt es auch bei dem reinen Aluminiumprofil aufgrund der Duktilität des Aluminiums direkt nach dem Impakt zu lokaler Verformung des Profils. Daraus resultiert ein vergleichsweise flacher Kraftverlauf, bis es zur ersten Faltenbildung bzw. Beulen der Profilflanken kommt. Aus den FVK-Verstärkungen der Aluminiumstruktur resultiert ein steilerer Anstieg der Kraft zu Beginn des Versuchs, der für CFK und GFK identisch ist. Durch den spröden FVK-Werkstoff werden auch hier die verstärkten Flächen der Profile aktiviert, was zu einer Spannungsverteilung über das Profil führt.



Im Gegensatz zu den FVK-verstärkten Stahlprofilen weist die GFK-Verstärkung der Aluminiumprofile ein höheres Potential im Hinblick auf den Intrusionsweg auf. Betrachtet man die Kraft-Weg-Verläufe der FVK-verstärkten Aluminiumprofile, so zeigt sich, dass es bei dem CFK-verstärkten Profil bei ca. 30kN zu einem leichten Einbruch der Steifigkeit kommt. Dies resultiert erneut aus dem „Setzen“ der unteren Radien auf Höhe der Lager. Aufgrund der geringeren Steifigkeit des GFK-Werkstoffs kann dieser Effekt bei dem GFK-verstärkten Profil erst bei ca. 36kN (+ ca. 20%) festgestellt werden. Im Weiteren kommt es zu einem oszillierenden Kraftverlauf, der von dem lokalen Beulverhalten der Strukturen rührt. Es fällt auf, dass die Kraftabfälle der FVK-verstärkten Profile größer sind als bei dem unverstärkten Profil. Dies deutet darauf hin, dass das Beulen der Struktur mit einem lokalen Ablösen der FVK-Verstärkung einhergeht. Wie zuvor bei dem CFK-Stahlprofil kann kein katastrophales Versagensverhalten des CFK-Aluminiumprofils festgestellt werden. Auch hier wird durch die duktile Trägerstruktur in Form des Aluminiumhutprofils ein komplettes Durchbrechen verhindert. Tabelle 5.12 gibt einen Überblick der Kenngrößen der FVK-Aluminiumhutprofile unter 3-Punkt-Biegebelastung.

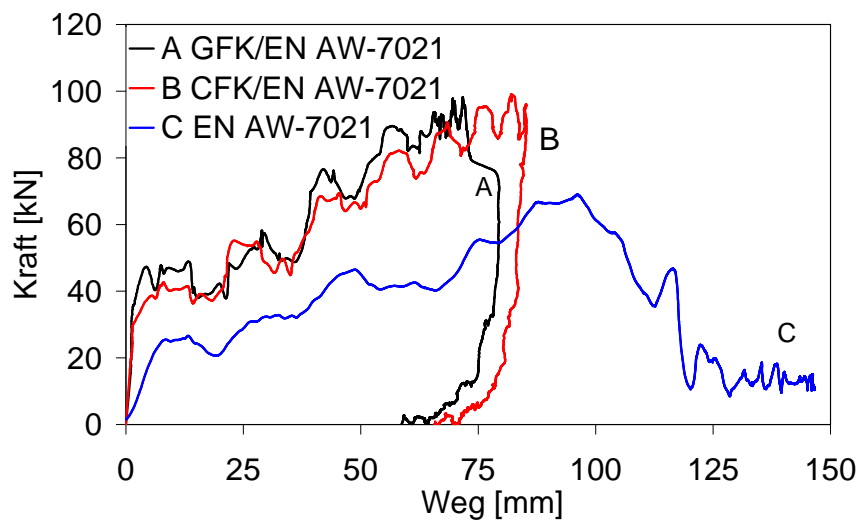


Abbildung 5.57: Kraft-Weg-Verläufe der 3-Punkt-Biegeversuche an FVK-Aluminiumhutprofilen sowie des reinen Aluminiumhutprofils

	EN AW-7021	GFK/EN AW-7021	CFK/EN AW-7021
max. Kraft [kN]	69,0	98,2	99,0
max. Weg [mm]	158,8	79,5	85,3
Gewicht [kg]	1,40	1,90	1,80

Tabelle 5.12: Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse der FVK-Aluminiumhutprofile unter 3-Punkt-Biegebelastung

Ein qualitativer Vergleich der FVK-verstärkten Aluminiumprofile bei maximaler Intrusion lässt auf kein unterschiedliches Versagensverhalten schließen (Abb. 5.58). Das reine Aluminiumprofil unterscheidet sich jedoch deutlich von den verstärkten Profilen. Zum einen ist ein höherer Intrusionsweg zu erkennen, zum anderen kommt es zum Einreißen des Aluminiums (rot umrandeter Bereich). Daraus resultiert die fortschreitende Intrusion bei niedrigem Kraftniveau ab einer Verformung von ca. 130mm (vgl. Abb. 5.57).

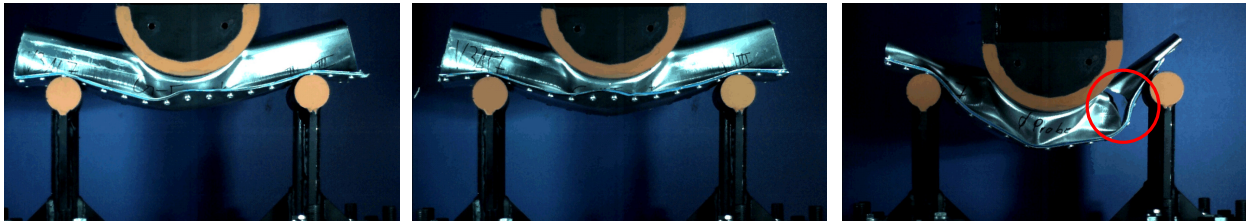


Abbildung 5.58: Aluminiumprofile bei maximaler Intrusion im 3-Punkt-Biegeversuch: GFK-verstärktes Aluminiumprofil (links), CFK-verstärktes Aluminiumprofil (Mitte), reines Aluminiumprofil (rechts)

### Stauchversuch

In Abbildung 5.59 sind die Kraft-Weg-Verläufe des reinen Stahlprofils sowie die der FVK-verstärkten Profile dargestellt. Das Erstversagen tritt bei dem reinen Stahlprofil bei einer maximalen Kraft von 222,9kN ein. Im Folgenden wird die Energie durch plastische Verformung des Metalls und den damit verbundenen Fallvorgängen abgebaut. Ab einer Intrusion von ca. 210mm knickt das Profil aufgrund einer Instabilität seitlich ein. Dies führt zu einem deutlichen Kraftabfall von ca. 130kN auf 50kN. Auffällig ist die hohe Lastgleichförmigkeit aufgrund der hohen Maximalkraft und dem geringen mittleren Kraftniveau.

Die maximale Kraft bei Erstversagen in Höhe von ca. 300kN wie auch die maximale Intrusionstiefe der FVK-verstärkten Profile von ca. 140mm sind nahezu gleich. Während des Crashvorgangs ist das Verhalten der hybriden Profile bis zu einem Intrusionsweg von ca. 100mm identisch. Danach steigt bei dem CFK-Stahlprofil die Kraft erneut an, während das Kraftniveau des GFK-Stahlprofils weiter abfällt. Es kommt im Verlauf des Versagens zur Ausbildung von drei prägnanten Falten der Profile.

Vergleicht man die Verläufe der FVK-verstärkten Profile mit dem des reinen Stahlprofils, lassen sich bei allen Varianten während des Impakts immer wieder starke Kraftanstiege bzw. -abfälle feststellen. Das bedeutet, dass auch bei den hybriden Profilen die Energieaufnahme durch das Falten des Stahls dominiert wird, allerdings auf einem höheren Kraftniveau. Ein ähnliches Versagensverhalten wird durch Bambach [7] - [12] beschrieben. Die FVK-Verstärkung stabilisiert die Metallwände und hindert das Metall dadurch an dem Faltvorgang. Dies

führt zu einem deutlich höheren Kraftniveau der hybriden Profile.

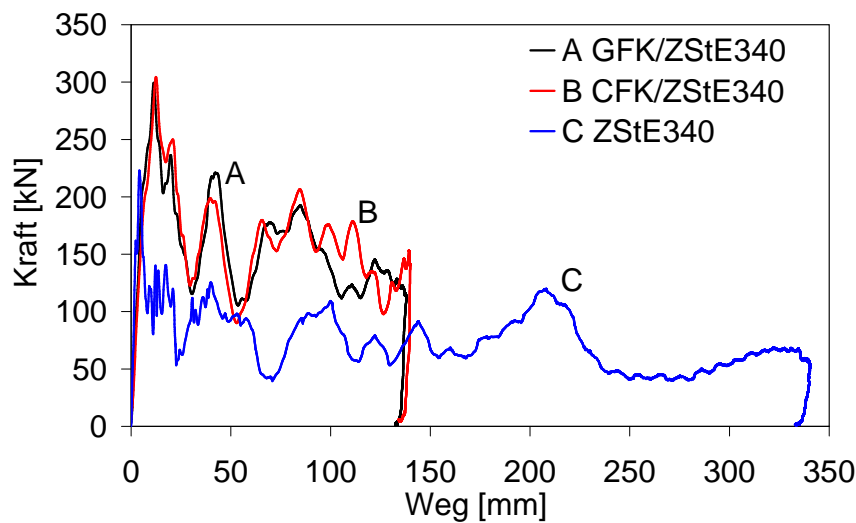


Abbildung 5.59: Kraft-Weg-Verläufe der Stauchversuche an FVK-Stahlhutprofilen sowie des reinen Stahlhutprofils

Das Verstärken des Stahlprofils mit FVK führt zu einer Reduzierung des Intrusionswegs um ca. 60%, verglichen mit dem reinen Stahlprofil. Die maximale Kraft steigt gleichzeitig um ca. 34,3% für das GFK-verstärkte Profil und um ca. 36,6% für das CFK-verstärkte Profil. Die mittlere Kraft sowie die spezifische Energieabsorption der Hybridprofile verdoppelt sich in etwa im Vergleich zu dem reinen Stahlprofil.

Die wichtigsten Kenngrößen sind für das reine Stahlprofil sowie für die FVK-verstärkten Stahlprofile unter Stauchbelastung in Tabelle 5.13 zusammengefasst.

	ZStE340	GFK/ZStE340	CFK/ZStE340
max. Kraft [kN]	222,9	299,4	304,4
mittl. Kraft [kN]	74,7	155,6	160,6
Schwankungsbreite Kraft [kN]	182,8	194,0	214,3
max. Weg [mm]	338,5	137,3	139,8
Gewicht [kg]	3,20	4,20	4,00
spez. Energie [kJ/kg]	11,5	21,6	22,4
Lastgleichförmigkeit [-]	2,98	1,92	1,90

Tabelle 5.13: Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse der FVK-Stahlhutprofile unter Stauchbelastung

Bei den hybriden Profilen kommt es nach Erreichen der Maximalkraft unter starken Kraftschwankungen zu einem stetigen Kraftabfall. Im Gegensatz dazu zeigt das reine CFK-Profil

das typische Versagensverhalten eines konstanten Kraftniveaus (vgl. Abb. 5.26). Der Unterschied zwischen der ersten Maximalkraft und der zuletzt erreichten maximalen Last beträgt für die reinen FVK-Profile bei GFK ca. 24% und bei CFK ca. 3%.

Derselbe Vergleich ergibt bei den hybriden Profilen (Abb. 5.59) einen Kraftabfall der Maximalkraft (vgl. erster Peak mit dem letzten Peak) für das GFK-Stahlprofil von ca. 50% und für das CFK-Stahlprofil von ca. 62,5%. Das Kraftniveau des reinen Stahlprofils fällt um ca. 77,5%. Das bedeutet, dass im Fall der FVK-Stahlprofile das Versagensverhalten weiterhin durch das Metall bestimmt wird. Aus diesem Vergleich geht des Weiteren hervor, dass das Versagensverhalten von GFK dem Versagensverhalten von Metallen deutlich ähnlicher ist als CFK. Diese Erkenntnis erklärt auch den geringen Unterschied des Intrusionswegs bzw. der Maximalkraft zwischen dem GFK-verstärkten und dem CFK-verstärkten Stahlprofil. Abbildung 5.60 verdeutlicht diese Aussage durch Betrachtung der hybriden Profile nach dem Impakt.



Abbildung 5.60: Stahlprofile nach Impakt unter Stauchbelastung: GFK-verstärktes Stahlprofil (links), CFK-verstärktes Stahlprofil (Mitte), reines Stahlprofil (rechts)

Im Gegensatz zu dem CFK haftet das GFK auch nach dem Impakt noch an der Stahloberfläche. Aufgrund der höheren Bruchdehnung des GFK's kommt es nicht zu den großflächigen Ablösungen wie bei CFK. Das CFK bricht, bedingt durch die geringe Bruchdehnung, an den entstehenden Falten des Metallprofils und kann somit nur noch gering zu der Energieaufnahme beitragen.

Die hohe Energieabsorption von CFK basiert prinzipiell auf der vollständigen Zerstörung (Crushing) des Materials. Im Gegensatz zu dem reinen CFK-Profil wird das CFK bei den

Hybridprofilen aufgrund der Faltenbildung des Stahls nicht komplett zerstört. Vielmehr entstehen einzelne Fragmente. Somit ist die Energieabsorption durch Crushing nur bedingt gegeben und das Material kann nicht optimal ausgenutzt werden. Das GFK nimmt, wie oben bereits festgestellt, die Energie ähnlich dem Metall durch Faltenbildung auf. Durch die bessere Haftung an dem Stahlprofil hindert das GFK das Stahlprofil an dem natürlichen Faltvorgang. Das Potential des Materials wird an dieser Stelle deutlich besser genutzt.

In Abbildung 5.61 sind die Kraft-Weg-Verläufe der FVK-Aluminiumprofile aufgetragen. Im Gegensatz zu den 3-Punkt-Biegeversuchen ist der erste Kraftanstieg der beiden FVK-verstärkten Profile identisch mit dem des reinen Aluminiumprofils. Der erste Kraftpeak der hybriden Profile liegt jedoch bei einem deutlich höheren Niveau als bei der reinen Aluminiumprobe. Im Fall des GFK-Aluminiumprofils liegt der erste Kraftpeak um ca. 61,2%, der des CFK-Aluminiumprofils um ca. 67,3% über dem reinen Aluminiumprofil. Der Intrusionsweg reduziert sich im Vergleich zu dem reinen Aluminiumprofil durch die GFK-Verstärkung um ca. 29,6% und durch die CFK-Verstärkung um ca. 28,2%.

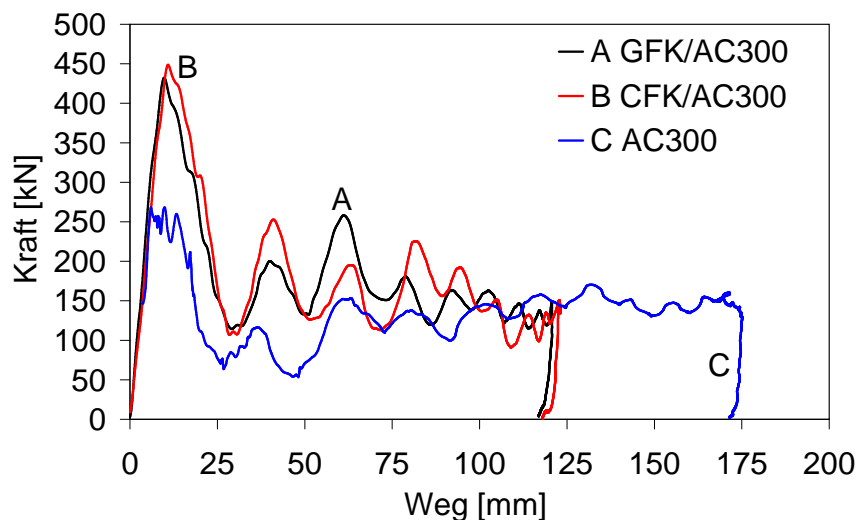


Abbildung 5.61: Kraft-Weg-Verläufe der Stauchversuche an FVK-Aluminiumhutprofilen sowie des reinen Aluminiumhutprofils

Um den genauen Verlauf des Crashversuchs zu analysieren und damit die einzelnen Versagensmechanismen erfassen und interpretieren zu können, ist in Abbildung 5.62 der Impaktvorgang des GFK-Aluminiumprofils anhand einer Bildserie dargestellt. Das erste Bild zeigt das Profil beim Auftreffen des Impaktors zum Zeitpunkt  $t = 0.0\text{ms}$ . Bei einer maximalen Kraft von ca.  $450\text{kN}$  tritt bei dem Profil Erstversagen ein. Der starke Kraftabfall auf ca.  $120\text{kN}$  resultiert aus der Faltenbildung des Aluminiums ( $t = 3.0\text{ms}$ ). Zu diesem Zeitpunkt kann kein Riss der Struktur festgestellt werden. Im Folgenden steigt die Kraft auf



ein Niveau von 250kN. Zu diesem Zeitpunkt ( $t = 6.0\text{ms}$ ) bildet sich die zweiten Falte des GFK-verstärkten Profils. Nach  $t = 9.0\text{ms}$  kommt es zum seitlichen Einknicken und somit zu einer Instabilität des Profils. Gleichzeitig sind erste kleine Risse in der Struktur zu erkennen (im Bild rot markiert). Mit fortschreitender Intrusion kommt es zur Ausbildung größerer Risse ( $t = 15.0\text{ms}$ ). Dies führt zu einem weiteren Abfall der Kraft. Nach  $t = 30\text{ms}$  ist die Energie vollständig absorbiert. Der Impaktor steht zu diesem Zeitpunkt still. Die gespeicherte elastische Energie beschleunigt den Impaktor anschließend wieder nach oben. Dies ist an der Reduzierung der Intrusionstiefe in Abbildung 5.61 zu erkennen.

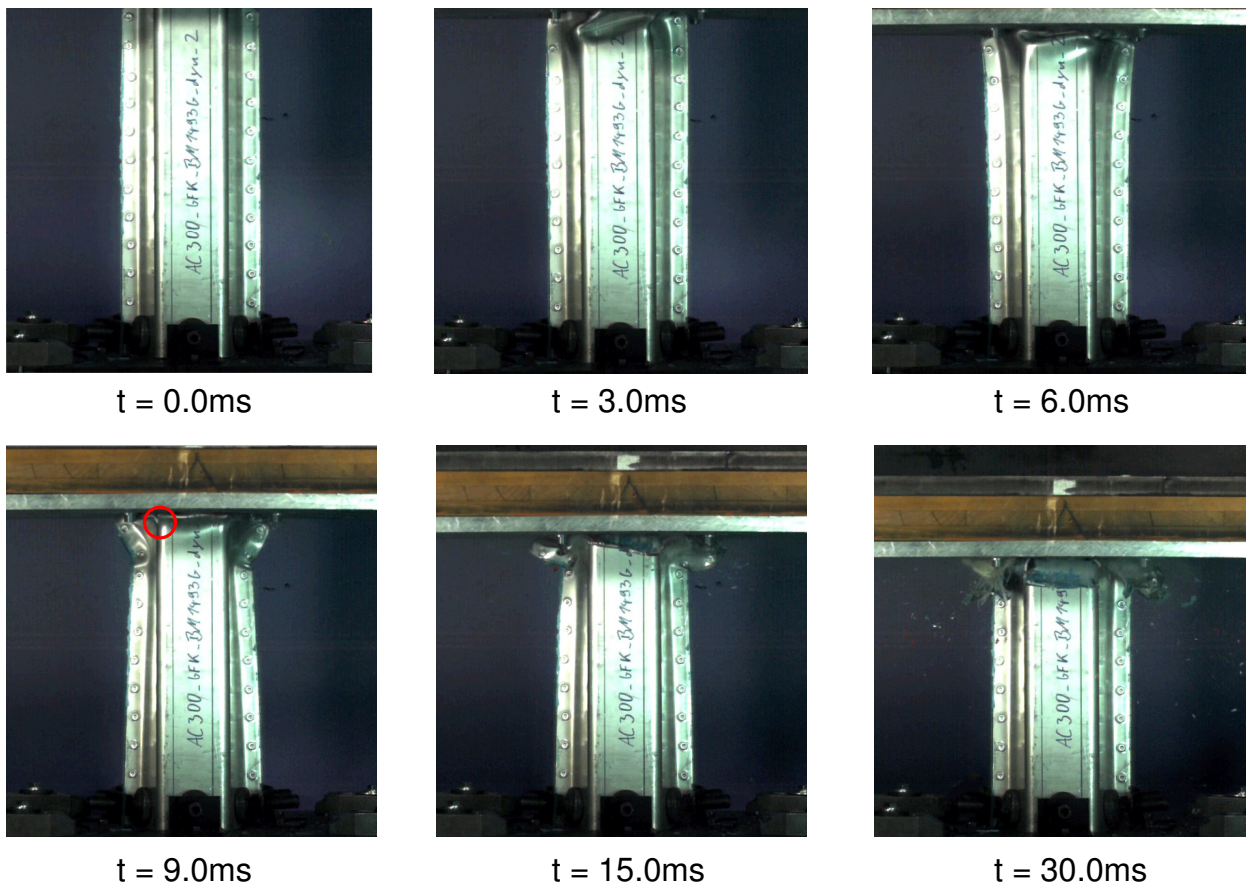


Abbildung 5.62: Sequenzen aus den Aufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera des GFK-Aluminiumprofils während des Impaktversuchs unter Stauchbelastung

Wie zuvor bei dem GFK-verstärkten Profil kommt es bei dem CFK-verstärkten Profil bei einer maximalen Kraft von ca. 450kN zum Erstversagen. Der starke Kraftabfall auf ca. 120kN resultiert aus der Faltenbildung des Aluminiums. Die zweiten Peakkraft von ca. 200kN bei dem CFK-verstärkten Profil ist ca. 50kN geringer im Vergleich zu dem GFK-verstärkten Profil. Ursache dafür ist das Versagen des CFK-verstärkten Profils aufgrund von Instabilitäten. Das Profil knickt an den Flanschen ein. Gleichzeitig beginnt eine Seite des Hutprofils

einzureißen. Nach Erreichen der dritten Peakkraft in Höhe von 250kN kommt es erneut zum Falten der Struktur, gefolgt von einem vollständigen Aufreißen der Struktur.

Das Versagensverhalten der FVK-verstärkten Aluminiumprofile ist bis zu einer Deformation von ca. 25mm identisch. Anschließend kommt es zu unterschiedlichen Versagensverhalten, die einen differenten Kraftanstieg zufolge haben. Wie zuvor bei den hybriden Stahlprofilen liegen die maximale Kraft und der maximale Intrusionsweg der FVK-Aluminiumprofile eng beieinander.

Analog zu den hybriden Stahlprofilen kommt es zu einem deutlichen Kraftabfall der Hybridprofile nach dem Erreichen des maximalen Kraftpeaks. Allerdings fällt in diesem Fall die Kraft nicht stetig bis die Energie vollständig absorbiert ist. Vielmehr pendelt sich die Kraft auf einem konstanten Niveau ein. Dieses Verhalten ist analog zu dem Verhalten des reinen Aluminiumprofils und konnte auch bei den Untersuchungen von Bambach [7] - [12] beobachtet werden.

Während das Kraftniveau der hybriden Stahlprofile auch am Ende des Impaktvorgangs noch deutlich über dem Niveau des reinen Stahlprofils liegt, ist im Fall der hybriden Aluminiumprofile das Kraftniveau identisch mit dem reinen Aluminiumprofil. Ein Vergleich der mittleren Kraft des reinen Aluminiumprofils mit den hybriden Profilen ergibt nur einen geringen Unterschied von ca. 15%. Gleiches gilt für die spezifische Energieaufnahme. Hier sind die Werte nahezu identisch. Die Ursache dafür liegt in dem bereits angesprochenen Versagensverhalten der Hybridstrukturen. Aufgrund der Instabilitäten und den Rissbildungen kommt es bei den Hybridprofilen zu keiner optimalen Werkstoffausnutzung. Vergleicht man erneut das Kraftmaximum des ersten Anstiegs mit dem letzten Kraftpeak, so reduziert sich die Kraft der FVK-Aluminiumprofile um ca. 66%. Bei dem reinen Aluminiumprofil kommt es zu einem Abfall der Kraft von ca. 51,5%.

Die wichtigsten Kenngrößen sind für die FVK-Aluminiumprofile unter Stauchbelastung in Tabelle 5.14 zusammengefasst.

	AC300	GFK/AC300	CFK/AC300
max. Kraft [kN]	268,3	432,4	448,8
mittl. Kraft [kN]	134,9	178,3	178,7
Schwankungsbreite Kraft [kN]	214,1	318,1	357,3
max. Weg [mm]	171,5	120,7	123,1
Gewicht [kg]	2,50	3,50	3,30
spez. Energie [kJ/kg]	29,2	29,6	30,8
Lastgleichförmigkeit [-]	1,99	2,43	2,51

Tabelle 5.14: Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse der FVK-Aluminiumprofile unter Stauchbelastung

In Abbildung 5.63 sind die FVK-Aluminiumprofile sowie das reine Aluminiumprofil nach dem Impact dargestellt. Es kann festgestellt werden, dass das Aluminium der hybriden Profile stark eingerissen ist. Dieses Verhalten unterscheidet sich von den Erkenntnissen aus den Untersuchungen von Shin [119]. Selbst bei unterschiedlichen Faserorientierungen der Verstärkungslamine kam es in der Arbeit von Shin [119] zu keinem Aufreißen der Profile.

Das reine Aluminiumprofil ist nur leicht an den oberen Falten eingerissen. Wie bereits bei den FVK-Stahlproben ist das CFK in Fragmente zersplittert. Die genaue Untersuchung der Bauteile zeigt zudem eine starke Delamination der einzelnen Schichten im Fall des CFK's. Das GFK weist zwar auch eine Delamination auf, es kommt jedoch nicht wie beim CFK zur vollständigen Separation der Lagen.

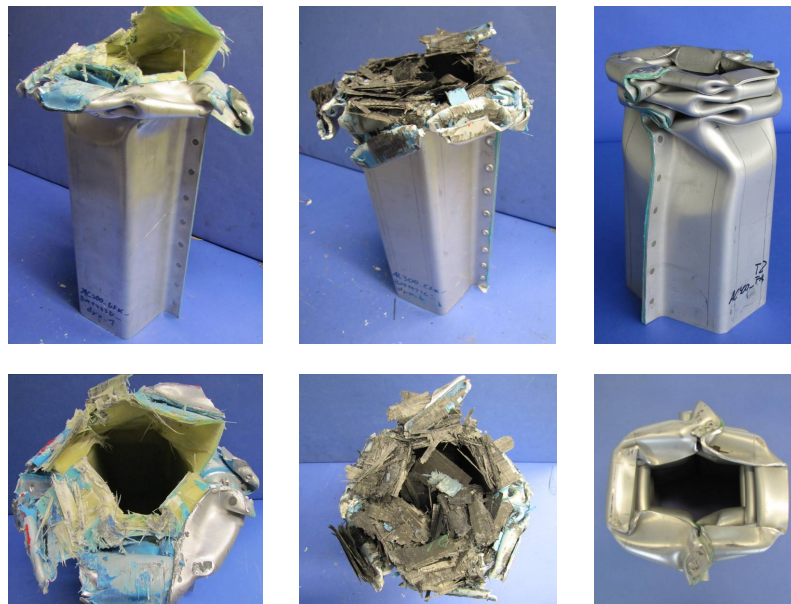


Abbildung 5.63: Aluminiumprofile nach Impact unter Stauchbelastung: GFK-verstärktes Aluminiumprofil (links), CFK-verstärktes Aluminiumprofil (Mitte), reines Aluminiumprofil (rechts)

## 5.5 Untersuchungen von Bauteilen mit lokaler FVK-Verstärkung

Abschließend wird auf die Untersuchungen von Serienbauteilen, die durch FVK verstärkt wurden, eingegangen. Basierend auf den vorangegangenen Untersuchungen und den gesammelten Erfahrungen wird eine Priorisierung auf die GFK-Verstärkung gelegt. Die folgenden Bauteile werden in dieser Arbeit betrachtet:



- Seitenaufprallschutz, lokale Verstärkung durch GFK
- Längsträgerprofil, vollständige Verstärkung durch GFK und CFK
- Biegequerträger, lokale Verstärkung durch GFK und CFK

Anhand der in Abbildung 5.64 dargestellten Rohbaustruktur wird verdeutlicht, in welchem Bereich des Fahrzeugs sich die untersuchten Komponenten befinden.

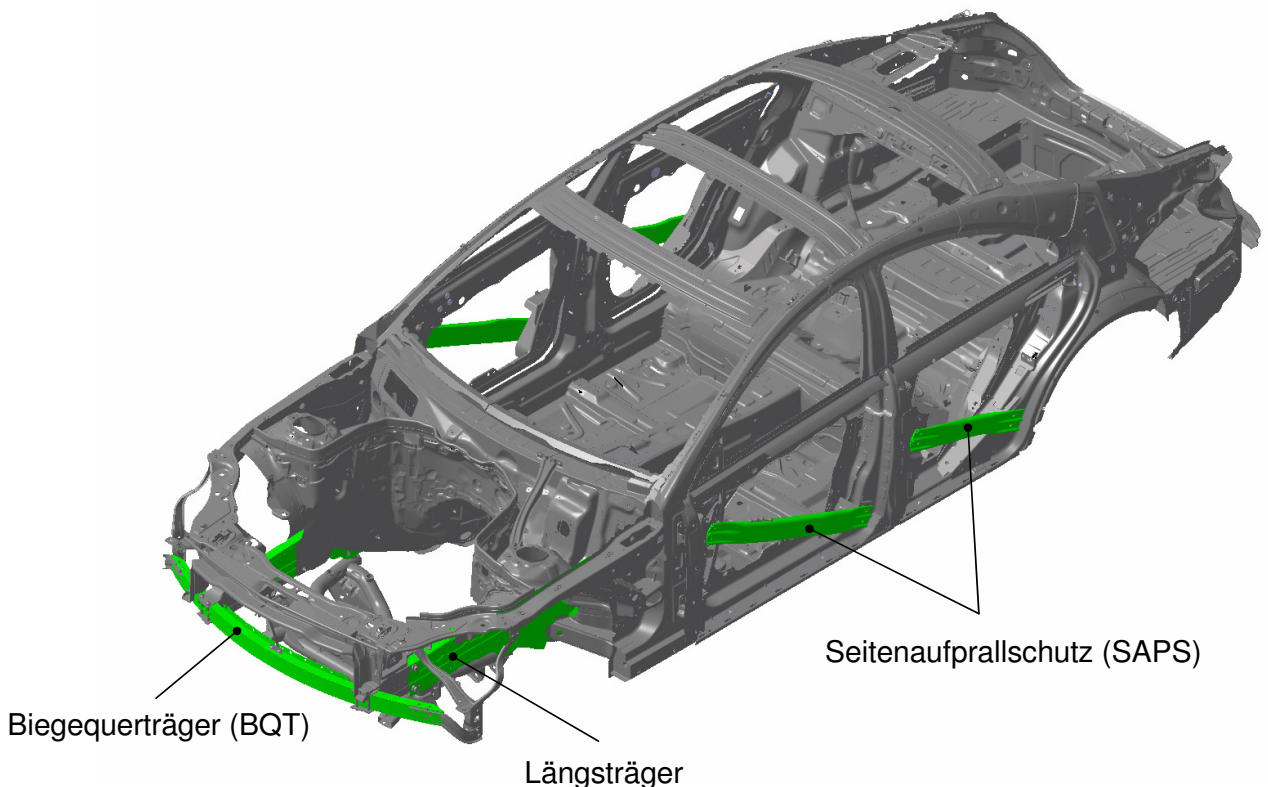


Abbildung 5.64: Darstellung der untersuchten Bauteile anhand einer Rohbaustruktur

### 5.5.1 Seitenaufprallschutz (SAPS)

Im Allgemeinen sind Türen aus zwei Schalen aufgebaut. Diese sind über Schweißpunkte und teilweise über zusätzliche Klebenähte miteinander verbunden. Die innere Schale dient der Versteifung und Befestigung von Komponenten, wie beispielsweise der Schließanlage oder der Innenverkleidung. Die Außenschale stellt die Außenkontur des Fahrzeugs dar.

Steigende Anforderungen an die passive Sicherheit im Fall des Seitenaufpralls erfordern zusätzliche Verstärkungsmaßnahmen der Türen. In der Regel sind dies integrierte Seitenaufprallträger. Der Seitenaufprallschutz (SAPS) bzw. der Seitenaufprallträger dient der Stabili-

sierung der Fahrgastzelle, erschwert das Eindringen von Gegenständen im Fall einer Seitenkollision und sichert somit den Überlebensraum der Fahrgastzelle.

Aus Leichtbaugründen wird der SAPS vermehrt aus Aluminium hergestellt. Dies führt zu einer Gewichtsersparnis, zum anderen zu Herausforderungen, die Crashanforderungen zu erfüllen. Aufgrund der reduzierten mechanischen Eigenschaften von Aluminium, verglichen mit Stahl, kommt es häufig zu einer Aufdickung des SAPS, was wiederum das Leichtbaupotential schmälert. Aus Fertigungsgründen ist eine lokale Aufdickung bei Aluminium nur schwer und kostenintensiv realisierbar. Problematisch ist meist ein frühzeitiges lokales Einknicken des SAPS. Um dies zu vermeiden, werden kostenintensive Geometrien gefertigt, wie beispielsweise SAPS mit inneren Verstärkungen.

In dieser Arbeit erfolgt die Verstärkung des SAPS an der Außenseite in einem mittleren Bereich durch 10 Lagen. Der Lagenaufbau ist analog zu den bauteilähnlichen Strukturen  $((0^\circ/90^\circ)_5)$ . Die Faserorientierung der untersten Lage (erste Lage auf dem Bauteil) entspricht der  $0^\circ$ -Richtung und somit der Längsachse des SAPS. Die Länge der Verstärkung beträgt 450mm. Dabei wird die Verstärkung (Patch) über den gesamten Umfang aufgebracht. Im Fallturmversuch wird der SAPS mit einer Impaktenergie von 800J belastet. Die daraus resultierende Geschwindigkeit bei Impact beträgt 2,71m/s. Die Energie wurde in einer Simulation ermittelt und führt zu einer maximalen Deformation des unverstärkten SAPS bei gegebenem Versuchsaufbau. Der 3-Punkt-Biegeversuchsaufbau im Fallturm mit verstärktem SAPS ist in Abbildung 5.65 dargestellt. Sowohl der Impaktor als auch die Lager entsprechen jenen aus den bauteilähnlichen Versuchen. Der Lagerabstand beträgt 500mm.



Abbildung 5.65: 3-Punkt-Biegeversuchsaufbau des Seitenaufprallträgers

Die Kraft-Weg-Verläufe des unverstärkten sowie des GFK-verstärkten SAPS sind in Abbildung 5.66 dargestellt. Der erste Anstieg der Kraft ist für den unverstärkten SAPS und den GFK-verstärkten SAPS identisch. Ein eindeutiges Erstversagen des GFK-verstärkten SAPS

kann bei der maximalen Kraft in Höhe von 22,9kN festgestellt werden. Hier kommt es zu einem ersten Nachgeben der Struktur. Mit fortschreitender Intrusion bildet sich eine Falte. Das Versagen einzelner GFK-Lagenpakete führt zu einem oszillierenden Verlauf.

Im Gegensatz dazu kommt es bei dem unverstärkten Profil zu einem Beulen der Struktur nach Erreichen der maximalen Kraft. Die Schwankungen der Kraft im weiteren Verlauf resultieren aus dem Abrutschen des Profils entlang der Lager. Aus Tabelle 5.15 geht hervor, dass das Kraftniveau des GFK-verstärkten SAPS 124,5% über dem des unverstärkten SAPS liegt. Gleichzeitig reduziert sich der Intrusionsweg um ca. 67,1%. Die Verstärkung führt jedoch auch zu einer Erhöhung des Gewichts von ca. 33,3%.

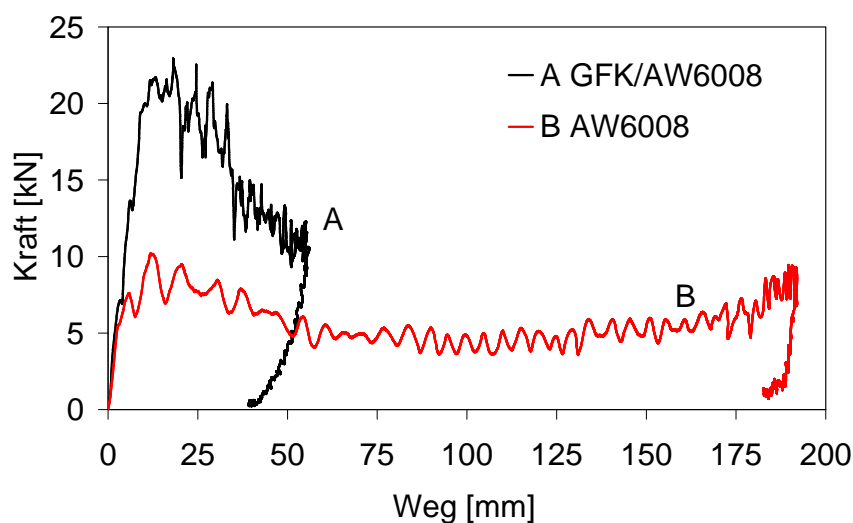


Abbildung 5.66: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen dem GFK-verstärkten Aluminium-SAPS und dem Serien-SAPS unter 3-Punkt-Biegebelastung

	AW6008	GFK/AW6008
max. Kraft [kN]	10,2	22,9
max. Weg [mm]	170,3	56,1
Gewicht [kg]	1,20	1,60

Tabelle 5.15: Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse des Seitenaufprallschutzes

In Abbildung 5.67 sind der GFK-verstärkte SAPS sowie der unverstärkte SAPS nach dem Impaktversuch dargestellt. Das Aufdicken des Profils wirkt als Widerstand dem lokalen Knicken des Aluminiums entgegen. In Abhängigkeit der Belastungen, die auf den SAPS einwirken, kann dieser durch optionale Lagen aufgedickt werden. Ebenfalls denkbar ist eine Verstärkung lokaler Schwachstellen entlang des SAPS.

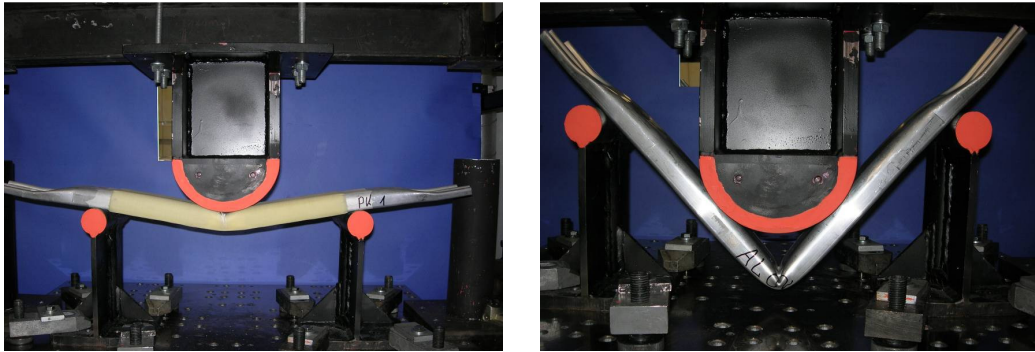


Abbildung 5.67: SAPS nach Impact unter 3-Punkt-Biegebelastung: GFK-verstärkter SAPS (links), unverstärkter SAPS (rechts)

### 5.5.2 Längsträger

Der Längsträger des Frontbereichs eines Fahrzeugs dient zum einen als Motorlager und ist zum anderen ein wichtiges Element zur Absorption der Aufprallenergie im Falle eines Frontcrashes. Für die Auslegung der Längsträgerstruktur sind die bei einem Frontalaufprall entstehenden Crashlasten relevant. Die Betriebslasten spielen bei der Auslegung eine untergeordnete Rolle [78]. Während eines Frontalaufpralls wirken in den Längsträgern fast ausschließlich Druckkräfte. Eine optimal ausgelegte Längsträgerstruktur versagt progressiv, beginnend mit der Verformung am vorderen Ende der Struktur. Ziel ist, die gesamte Energie durch die Längsträgerstruktur abzubauen, ohne dass es zu einer Beschädigung der Fahrgastzelle kommt. Während des Crashvorgangs sollte das Kraftniveau konstant bleiben und ein Ausknicken der Struktur muss verhindert werden [78].

Die in dieser Arbeit untersuchten Längsträger besitzen eine Länge von 500mm und werden ohne jegliche Einfräsungen und Innenhochdruckumformungen verwendet. Wie bereits der SAPS besteht der Lagenaufbau der FVK-Verstärkung aus 10 Lagen mit einer Faserorientierung von  $(0^\circ/90^\circ)_5$ . Die erste Lage, die auf den Längsträger appliziert wird, ist eine  $0^\circ$ -Lage und verläuft in Richtung der Bauteillängsachse. Bei der Längsträgerstruktur handelt es sich um ein Strangpressprofil mit Verrippungen im Inneren. Aus diesem Grund erfolgt die Verstärkung auf der Außenseite des Profils. Dabei wird die Längsträgerstruktur vollständig mit GFK bzw. CFK verstärkt. Nur so ist gewährleistet, dass eine progressive Crashfront entsteht. Der Längsträger wird mit einer Impactenergie von 35000J beaufschlagt. Die Impactgeschwindigkeit beträgt 11,3m/s. Der Aufbau ist analog zu den Stauchversuchen der bauteilähnlichen Strukturen. Abbildung 5.68 zeigt den Versuchsaufbau sowie die Geometrie der Längsträgerstruktur.

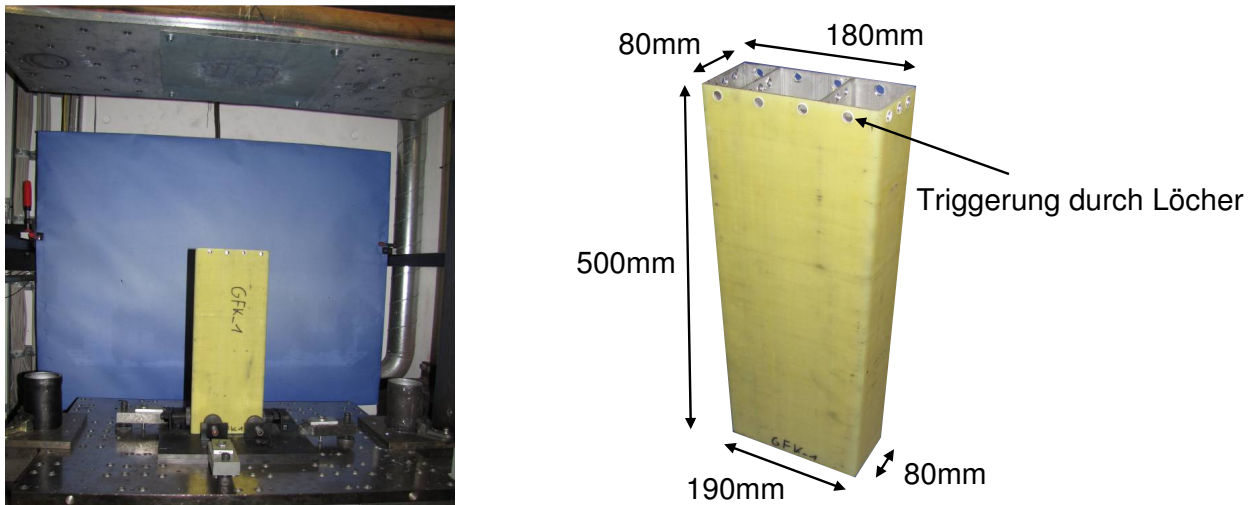


Abbildung 5.68: Versuchsaufbau des Crashlastfalls der Längsträger (links), Längsträgergeometrie (rechts)

Abbildung 5.69 zeigt die Kraft-Weg-Verläufe der Längsträgerprofile. Das Versagensverhalten der Bauteile ähnelt dem Verhalten der bauteilähnlichen Strukturen. Die Performance der GFK- und CFK-verstärkten Bauteile ist erneut identisch. Die FVK-Verstärkung führt zu einer Reduzierung des Intrusionswegs von ca. 32%. Die maximale Kraft erhöht sich durch die GFK-Verstärkung um ca. 29% und durch die CFK-Verstärkung um ca. 35%.

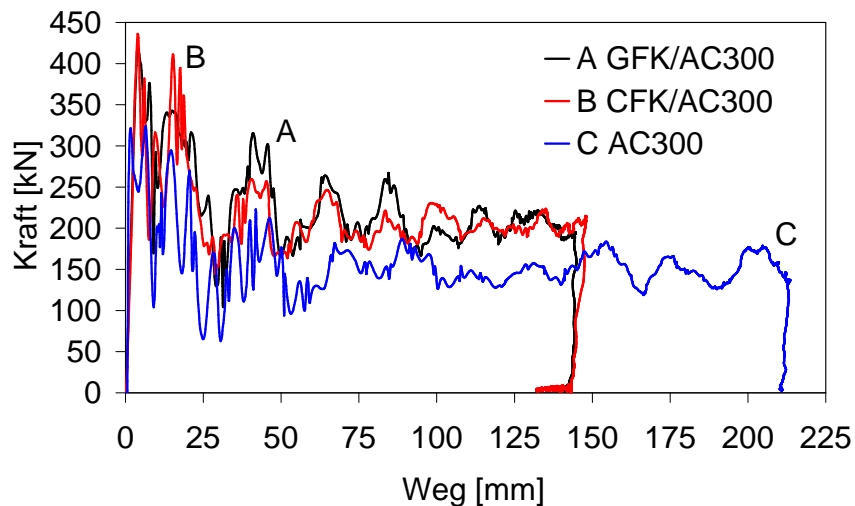


Abbildung 5.69: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe aus den Stauchversuchen zwischen dem FVK-verstärkten Aluminiumlängsträger und dem Aluminium-Serienlängsträger

Die charakteristischen Verläufe der FVK-verstärkten Profile sind nahezu identisch. Ein Vergleich der hybriden Profile mit dem unverstärkten Strangpressprofil ergibt, dass das Verhal-

ten tendenziell gleich ist. Während des Stauchversuchs versagt der Aluminiumlängsträger durch progressive Faltenbildung. Die FVK-Verstärkung wirkt diesem Faltvorgang entgegen, was zu einem höheren Kraftniveau der Hybridprofile führt. Dadurch wird die Energie innerhalb eines kürzeren Intrusionswegs absorbiert.

Sowohl bei den hybriden Strangpressprofilen als auch bei dem unverstärkten Strangpressprofil kommt es nach ca. 20mm zum Erstversagen der Struktur und damit zu einem starken Kraftabfall. Dies resultiert aus dem Nachgeben der Struktur im Bereich der Triggerung. Aus diesem Grund erfolgt im Anschluss ein erneuter Kraftanstieg auf ein ähnliches Niveau. Im Folgenden kommt es zu einer gleichmäßigen Faltenbildung der Profile, dominiert durch das Versagen des Aluminiums. Die Kraftniveaus aller Profile pendeln sich auf ein relativ konstantes Niveau ein. Dieses Verhalten konnte zuvor auch bei den bauteilähnlichen Profilen festgestellt werden. In der Abbildung 5.70 ist zu erkennen, dass die FVK-Verstärkungen aufgrund der relativ kleinen Radien des Strangpressprofils während des Stauchversuchs an den jeweiligen Radien des Bauteils aufreißen. Es kommt zu einer Art „Abschälen“ der FVK-Verstärkung. Dieser Effekt konnte bereits von Shin [119] an quadratischen GFK-verstärkten Aluminiumprofilen für bestimmte Faserorientierungen der Lamine nachgewiesen werden. Das Verhalten führt zu keiner vollständigen Zerstörung des FVK-Materials. Somit kann das Energieabsorptionspotential der faserverstärkten Kunststoffe nicht vollständig genutzt werden. Trotzdem ist die mittlere Kraft der Hybridprofile mit einem Plus von ca. 40% deutlich höher als die des reinen Aluminiumprofils (vgl. Tabelle. 5.16). Die spezifische Energie ist jedoch aufgrund der starken Gewichtszunahme und dem oben beschriebenen Versagensverhalten der Hybridstrukturen für alle drei Profile erneut nahezu identisch.

In der Detaildarstellung ist festzustellen, dass sich das Einreißen der GFK-Verstärkung und der CFK-Verstärkung an den Radien unterscheiden. Bedingt durch die geringere Bruchdehnung des CFK's kommt es zu einem „glatten“ Riss entlang der Kante, der sich stoßförmig ausbreitet. Im Gegensatz dazu weist die GFK-Verstärkung aufgrund der höheren Bruchdehnung ein Aufspleißen der Fasern auf. Starke Zwischenfaserbrüche und Delaminationen sind die Folge.

Ein weiteres Phänomen, das sich bei der CFK-Verstärkung beobachten lässt, ist die Delamination der einzelnen Lagenpakete ( $0^\circ/90^\circ$ ) an der Seite des Profils (vgl. Abb. 5.71). Aufgrund der hohen Schubkräfte innerhalb des Laminats kommt es zum Versagen der Matrix. Dieses Verhalten ist bei den GFK-verstärkten Profilen nicht zu erkennen.



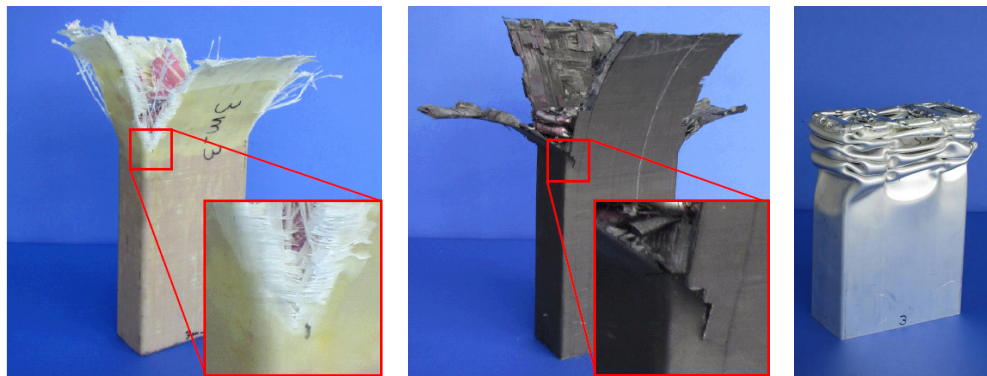


Abbildung 5.70: Strangpressprofile nach Impact unter Stauchbelastung: GFK-verstärktes Aluminiumprofil (links), CFK-verstärktes Aluminiumprofil (Mitte), reines Aluminiumprofil (rechts)



Abbildung 5.71: Interlaminare Delamination der CFK-Schichten

Die experimentellen Kenngrößen der Längsträger sind in Tabelle 5.16 zusammengefasst.

	AC300	GFK/AC300	CFK/AC300
max. Kraft [kN]	322,9	417,2	436,1
mittl. Kraft [kN]	156,7	225,8	215,9
Schwankungsbreite Kraft [kN]	259,1	312,0	288,9
max. Weg [mm]	213,2	143,5	148,1
Gewicht [kg]	2,30	3,50	3,30
spez. Energie [kJ/kg]	35,7	34,9	35,8
Lastgleichförmigkeit [-]	2,06	1,85	2,02

Tabelle 5.16: Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse des Längsträgers

Der Stauchvorgang wird durch die Bildserie in Abbildung 5.72 beschrieben. Im ersten Bild ist das Auftreffen des Impaktors zum Zeitpunkt  $t = 0.0\text{ms}$  zu sehen. In dem Bild rechts daneben beginnt das Einreißen der GFK-Verstärkung an den Kanten des Profils ( $t = 3.0\text{ms}$ ). Des Weiteren ist ein hellerer Bereich knapp unterhalb der Crashfront zu erkennen. Hier hat sich die GFK-Verstärkung bereits von dem Aluminiumkörper abgelöst. Diese Ablösung ist zum

Zeitpunkt  $t = 6.0\text{ms}$  nur an der längeren Seite des Profils eingetreten. An den schmaleren Seitenwänden ist die Haftung noch intakt. Nach  $t = 9.0\text{ms}$  beginnt das Ablösen der Verstärkung auch an den Seitenflächen. Nach  $t = 15.0\text{ms}$  ist die Ablösung der Seitenflächen auf gleicher Höhe wie an der Stirnfläche des Profils. Trotz des progressiven Versagens bleibt der Bereich, in dem die Klebung versagt hat, konstant. Das rechte Bild der zweiten Reihe zeigt das Profil, nachdem die Energie vollständig absorbiert wurde. Für einen kurzen Augenblick steht der Impaktor still, bevor die gespeicherte elastische Energie den Impaktor nach oben beschleunigt. Diese Rückfederung ist in Abbildung 5.61 durch den rückläufigen Kraft-Weg-Verlauf zu erkennen.

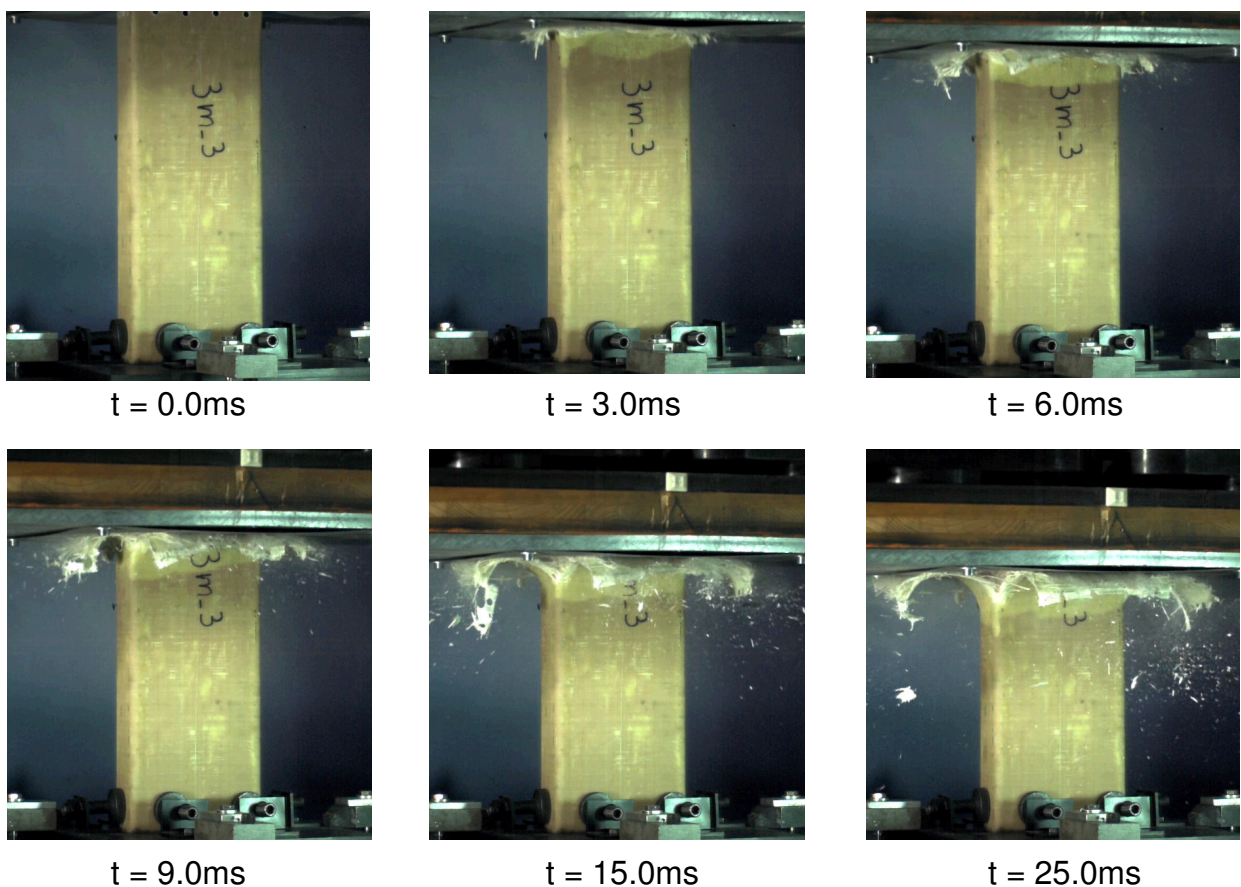


Abbildung 5.72: Sequenzen aus den Aufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera des GFK-Aluminiumlängsträgerprofils während des Impaktversuchs unter Stauchbelastung

### 5.5.3 Biegequerträger (BQT)

Der Biegequerträger bildet die Verbindung der beiden Längsträgerprofile im Frontbereich des Fahrzeugs. Im Fall einer Kollision wird dieses Bauteil vorwiegend auf Biegung belastet.



Seine Hauptaufgaben bestehen darin, ein Eindringen von Gegenständen zwischen den beiden Längsträgern zu vermeiden sowie die Kraft in die Längsträger einzuleiten. In der Regel sind Biegequerträger als ein- bzw. zweischaliges Stahlbauteil oder Aluminium-Strangpressprofil ausgeführt.

Unter dem Aspekt der Reparierbarkeit hat die Vereinigung **R**esearch **C**ouncil for **A**utomobile **R**epairs (RCAR) ein Standard-Testverfahren entwickelt, bei dem eine Einstufung des Fahrzeugs in die entsprechende Versicherungstypenklasse auf Basis der Kosten des entstandenen Schadens erfolgt [110]. Um die Kosten so gering wie möglich zu halten, erfolgt eine entsprechende Entwicklung der relevanten Bauteile (Biegequerträger, Crashboxen) führender Automobilhersteller. Entscheidend ist, dass es durch das Testverfahren zu keinem Schaden an den Längsträgerstrukturen kommt. Des Weiteren sollte die Eindringtiefe des Biegequerträgers möglichst gering sein, um eventuelle Beschädigungen des Kühlers zu vermeiden.

Der Frontcrash wird bei einer Geschwindigkeit von 10km/h bei vollständiger Überlappung durchgeführt. Die IIHS-Barriere (vgl. Abb. 5.73, rechts) besteht aus einem deformierbaren Bereich mit Kunststoff-Energieabsorbern sowie einem nicht-deformierbaren Bereich hinter den Absorberelementen. Der RCAR-Crashversuch ist exemplarisch in Abbildung 5.73 (links) dargestellt.

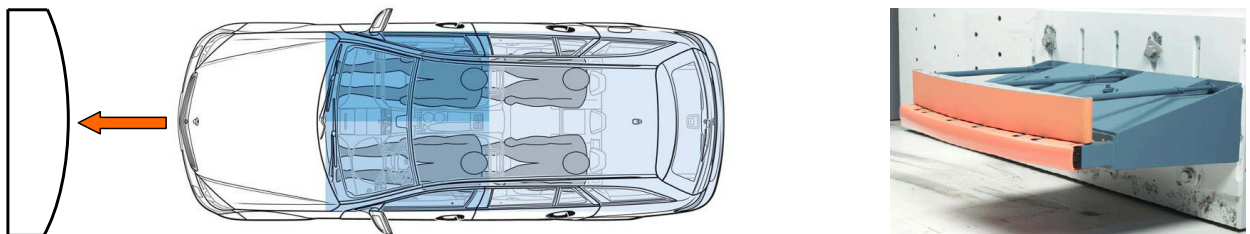


Abbildung 5.73: RCAR-Crashversuch (links), IIHS-Barriere (rechts) [67]

Der in dieser Arbeit untersuchte BQT in Form eines Aluminium-Strangpressprofils wurde nicht für einen RCAR-Crash ausgelegt. Im Crashfall kommt es zu einem lokalen Beulen in der Mitte des Profils, wodurch sich die Eindringtiefe deutlich erhöht. In Abbildung 5.74 (rechts) ist der BQT mit der entsprechenden FVK-Verstärkung dargestellt. Diese wird ausschließlich lokal im vorderen Bereich in Form eines GFK- bzw. CFK-Patches aufgebracht. Im Gegensatz zu den anderen Bauteilen besteht die FVK-Verstärkung aus unterschiedlichen Dicken. Der Lagenaufbau ist erneut  $(0^\circ/90^\circ)_x$ . Die erste Lage, die auf den BQT appliziert wird, ist eine  $0^\circ$ -Lage und verläuft entlang des Profils.

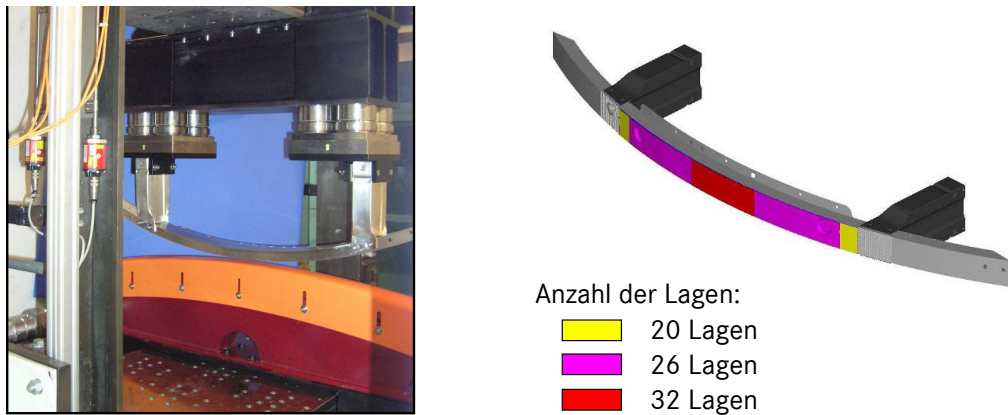


Abbildung 5.74: Ersatzcrashtest RCAR (links), verstärkter Biegequerträger (rechts)

Für die experimentellen Untersuchungen wurde ein Ersatzcrashtest entwickelt. Die Versuche wurden im Fallturm der Daimler AG durchgeführt. Abbildung 5.74 (links) zeigt den Versuchsaufbau im Fallturm. Für den Versuch wurde nur der vordere Bereich der Barriere in den Fallturm eingebaut. Außerdem wurde ein Fixierungskonzept für die Crashboxen entwickelt. Die Kraftmessung erfolgt in diesem Versuch sowohl durch die Kraftmessdosen der Bodenplatte als auch durch zusätzliche Kraftmessdosen, die hinter den Crashboxen angebracht sind. Dies stellt sicher, dass es zu keiner Verfälschung der Ergebnisse durch die deformierbare Barriere kommt. Der Versuch wurde mit einer Fallmasse von 800kg durchgeführt. Die Aufprallgeschwindigkeit betrug wie im realen Crash 2,78m/s bzw. 10km/h.

In Abbildung 5.75 sind die Kraft-Weg-Verläufe der FVK-verstärkten sowie des unverstärkten Biegequerträgers aufgetragen. Der unverstärkte BQT weist die größte Intrusion auf, wobei die Intrusion des GFK-verstärkten BQT nahezu identisch ist. Ursache dafür ist, dass die BQT im Bereich der Krafteinleitung, also im Bereich der Crashboxen, die deformierbaren Absorberelemente durchdringen und auf den undeformierbaren Bereich der Barriere treffen. Dies wird an dem abrupten Ansteigen der Kraft deutlich. Durch die GFK-Verstärkung erhöht sich das Kraftniveau während des Impaktversuchs und es wird schneller Energie abgebaut. Dies hat zur Folge, dass der unverstärkte BQT mit einer größeren Restenergie auf den undeformierbaren Bereich der Barriere auftrifft. Dadurch verformen sich die Crashboxen im Bereich der Anbindung an den BQT. Trotz der höheren Energieabsorption des GFK-verstärkten BQT's im Vergleich zum unverstärkten BQT kommt es zur Deformation der Crashboxen. Diese fällt jedoch geringer aus. Die CFK-Verstärkung führt zu dem steilsten Kraftanstieg während des Impaktversuchs. Zum Zeitpunkt des Auftreffens des Biegequerträgers auf den undeformierbaren Bereich der Barriere ist die Energie nahezu ganz absorbiert. Somit entsteht keine Deformation der Crashboxen. Dieses Verhalten würde sich wiederum

positiv auf den Komfort der Passagiere auswirken, da es zu keinem abrupten Anstieg der negativen Beschleunigung kommt.

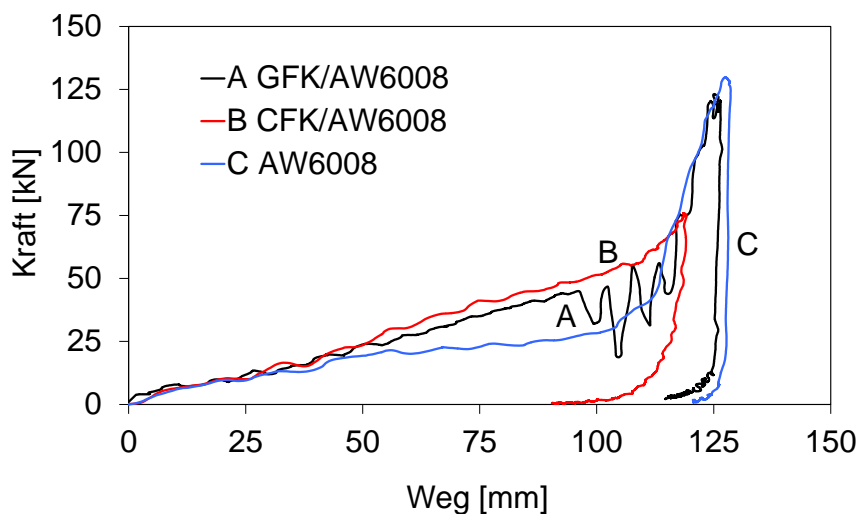


Abbildung 5.75: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen den FVK-verstärkten Aluminiumbiegequerträgern und dem Serienbiegequerträger

Tabelle 5.17 fasst die experimentellen Kenngrößen der Biegequerträger zusammen.

	AW6008	GFK/AW6008	CFK/AW6008
max. Kraft [kN]	129,8	123,2	75,8
max. Weg [mm]	128,6	126,8	119,2
Gewicht [kg]	3,90	4,60	4,40

Tabelle 5.17: Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse des Biegequerträgers

Abbildung 5.76 zeigt die BQT nach dem Crashversuch. Wie bereits zu Beginn angesprochen, kommt es bei dem unverstärkten Profil zur lokalen Ausbildung eines Knicks in der Mitte des Biegequerträgers. Durch die FVK-Verstärkungen konnte das Beulen verhindert werden. Daraus resultiert eine Reduzierung des Eindringwegs.



Abbildung 5.76: Biegequerträger nach Crashversuch: GFK-verstärktes Aluminiumprofil (links), CFK-verstärktes Aluminiumprofil (Mitte), reines Aluminiumprofil (rechts)

In Abbildung 5.77 sind die BQT in unterschiedlichen Ansichten dargestellt. Am Beispiel des GFK-verstärkten Biegequerträgers (links) werden die Ansichten beschrieben. Der obere Bildbereich zeigt den BQT von hinten (Zugseite). Dieser Bereich wird nochmals detailliert in dem Bild links unten dargestellt. Das rechte Bild unten zeigt den BQT von der Seite. Hier ist bei den FVK-verstärkten Biegequerträgern die Klebung zu erkennen.

Während des Crashversuchs kommt es zur lokalen Ablösung der GFK-Verstärkung in der Mitte des Biegequerträgers. Dies hat zur Folge, dass das Aluminiumprofil in der Mitte einreißt. Die Klebung des CFK-verstärkten BQT's hat nicht versagt. Es kommt allerdings im Bereich der Löcher zu einem lokalen Einreißen. Der unverstärkte BQT zeigte keine Rissbildung nach dem Crashversuch. Um sicherzustellen, dass es zu keinem katastrophalen Versagen im Fall der verstärkten BQT kommt, muss gewährleistet sein, dass die Klebung nicht versagt. Des Weiteren wäre es sinnvoll, in weiteren Untersuchungen eine Legierung mit höherer Bruchdehnung einzusetzen. Bambach [7], [10] konnte in seinen Untersuchungen an CFK-verstärkten Strukturen zeigen, dass es bei einer Stahllegierung mit höherer Duktilität zu keinem Einreißen der Metallstrukturen kommt. Metallstrukturen mit niedriger Duktilität wiesen hingegen ein ausgiebiges Materialversagen auf.

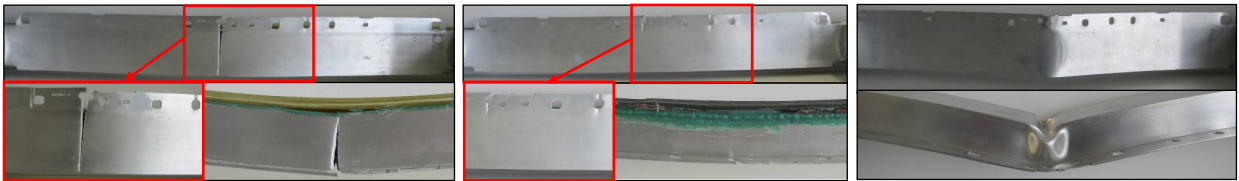


Abbildung 5.77: Versagensbereich der Biegequerträger nach Impactversuch: GFK-verstärktes Aluminiumprofil (links), CFK-verstärktes Aluminiumprofil (Mitte), reines Aluminiumprofil (rechts)

Im Folgenden sind die Effekte in Abhängigkeit der Belastungsarten für die bauteilähnlichen Strukturen sowie der Strukturbauteile zusammengefasst.

- Bauteilähnliche Strukturen unter 3-Punkt-Biegebelastung mit GFK-Verstärkung:  
Die GFK-Verstärkung ermöglicht die Aktivierung zusätzlicher Versagensflächen des Metallprofils. Gleichzeitig wird dem lokalen Beulen entgegengewirkt. Das Profil weist nach dem Impact lokale Delaminationen auf, größeres Brechen der Fasern kann jedoch nicht festgestellt werden.
- Bauteilähnliche Strukturen unter 3-Punkt-Biegebelastung mit CFK-Verstärkung:  
Die deutlich höhere Steifigkeit des CFK's, im Vergleich zu GFK, wirkt sich positiv auf die Gesamtsteifigkeit der Hybridstruktur aus. Gleichzeitig kommt es jedoch zu einem

höheren Ablösen der Patch-Verstärkung von dem Metallprofil. Aufgrund der geringeren Bruchdehnung der Faser kommt es zu starkem Brechen der Fasern.

- Bauteilähnliche Strukturen unter Stauchbelastung mit GFK-Verstärkung:  
Durch die GFK-Verstärkung kommt es zu einer Stützwirkung an den Seitenwänden der Profile. Diese führt zu einer deutlichen Erhöhung des maximalen Kraftniveaus. Aufgrund der höheren Bruchdehnung kann das GFK die entstehenden Falten ohne Brechen der Fasern abbilden. Die Verbindung von GFK und Metall ist auch nach dem Impakt weitestgehend gegeben.
- Bauteilähnliche Strukturen unter Stauchbelastung mit CFK-Verstärkung:  
Auch die CFK-Verstärkung stützt die Seitenwände der Profile. Dies führt ebenfalls zu einer deutlichen Erhöhung des maximalen Kraftniveaus. Die geringere Bruchdehnung des CFK's führt zur Fragmentierung der CFK-Verstärkung. Eine optimale Energieabsorption durch Crushing ist somit nicht mehr gewährleistet.
- Seitenaufprallschutz unter 3-Punkt-Biegebelastung:  
Wie zuvor bei den bauteilähnlichen Strukturen werden durch die GFK-Verstärkung zusätzliche Versagensflächen des Aluminiumprofils aktiviert. Auch hier wird durch die Verstärkung dem lokalen Beulen entgegengewirkt. Dies führt zu einer deutlichen Reduzierung der Intrusionstiefe.
- Längsträger unter Stauchbelastung:  
Sowohl die CFK- als auch die GFK-Verstärkung wirken dem Falten des Aluminiumprofils entgegen. Dies hat keinen Einfluss auf den Abstand bzw. auf die Größe der sich ausbildenden Falten. Entlang der Radien des Profils kommt es zum Aufreißen der FVK-Verstärkung. Während es bei der CFK-Verstärkung zu einem spröden Versagen des Laminats kommt, verhält sich das GFK deutlich duktiler. Einhergehend mit dem Aufreißen an den Radien ist das Abschälen der Lamine mit fortschreitender Intrusion. Dadurch ist eine optimale Energieabsorption durch Zerstörung des FVK-Laminats nicht gegeben. Für das CFK-Laminat lässt sich ein weiteres Phänomen beobachten: Durch die hohen Festigkeiten der CFK-Fasern kommt es zu hohen Spannungen in der Zwischenebene. Daraus resultiert wiederum eine starke Delamination der einzelnen Laminatlagen.
- Biegequerträgerprofil im RCAR-Test:  
Das Aufbringen der FVK-Verstärkung verhindert das lokale Beulen des Aluminiumprofils. Aufgrund der geringen Intrusion des Biegequerträgers im RCAR-Test kommt es zu keinem Versagen der FVK-Lamine. Somit wirkt sich die Steifigkeit des Laminats

maßgeblich auf das Verhalten des hybriden Biegequerträgers aus. Die höhere Steifigkeit des CFK's im Vergleich zu GFK wirkt sich positiv auf die Energieabsorption des CFK-verstärkten Biegequerträgers aus. Die Energie wird schneller abgebaut. Dies hat zur Folge, dass die gesamte Energie vor dem Auftreffen des Biegequerträgers auf den undeformierbaren Bereich der Barriere abgebaut wird.

## 6 Anwendung der Werkstoffmodelle auf FVK und FVK-Metall-Hybride

In diesem Kapitel erfolgt eine systematische Validierung der in Kapitel 4.5 vorgestellten Materialmodelle für FVK, basierend auf umfassenden experimentellen Werkstoffuntersuchungen diverser Lastfälle mit Proben verschiedener Faserorientierungen. Dies dient unter anderem auch zur Überprüfung der korrekten Implementierung der User Material Models (UMAT's) nach Pinho und Camanho. Um die Qualität der Simulation beurteilen zu können, werden die Simulationsergebnisse den Resultaten der experimentellen Versuche gegenübergestellt. Ein entscheidender Faktor in der FEM ist die Wirtschaftlichkeit. Unter Berücksichtigung dieses Aspekts werden alle Simulationsmodelle gleich aufgebaut. Der Einsatz von Materialmodellen zur Simulation von FVK setzt voraus, dass die Modellierung bzw. Validierung des Materialmodells alle Lastfälle in angemessener Genauigkeit beschreibt. Die Anwendung eines Materialmodells durch Verwendung verschiedener Materialparameter zur Beschreibung unterschiedlicher Lastfälle und den damit verbundenen Versagensmechanismen ist nicht zielführend. Für die Crashsimulationen wird in dieser Arbeit der kommerzielle FE-Solver LS-DYNA eingesetzt. Dieser Solver wird für alle crashrelevanten Untersuchungen bei der Daimler AG verwendet. Vorangegangene Arbeiten wurden ebenfalls mit diesem Solver durchgeführt, so dass eine Übertragbarkeit gegeben ist.

Das FVK-Laminat sowie die Metallstruktur aller FEM-Modelle werden durch Schalenelemente der Größe 5mm x 5mm dargestellt. Die Definition der einzelnen FVK-Lagen erfolgt über \*PART\_COMPOSITES. Die Beschreibung des Stahls ist durch das Materialmodell \*MAT\_GURSON\_JC gegeben. In diesem Fall wird das Gurson-Modell um das Johnson-Cook-Versagenskriterium ergänzt. Dieses Modell beschreibt duktile Schädigungsvorgänge in porösen plastischen Stoffen, wie z.B. Metallen [17]. Für die Beschreibung des Aluminiums wird das Materialmodell \*MAT\_PIECEWISE\_LINEAR\_PLASTICITY verwendet. Dabei handelt es sich um ein elasto-plastisches Materialmodell [82]. Der Kleber zwischen FVK und Metall wird durch Solidelemente, die Materialeigenschaften durch das Materialmodell \*MAT\_ARUP\_ADHESIVE modelliert. Für eine detaillierte Beschreibung der oben angege-

benen Materialmodelle wird auf [82] und [83] verwiesen. Die Klebelemente haben ebenfalls eine Größe von 5mm x 5mm. Geometrisch wird der Kleber von Mittelschicht zu Mittelschicht der beiden Fügepartner abgebildet. Die physikalische Dicke von 0,3mm wird in der Materialkarte des Klebers hinterlegt.

## 6.1 Simulation reiner FVK-Elementar- und bauteilähnlicher Proben

Die Überprüfung einer korrekten Implementierung der UMAT's nach Pinho und Camanho sowie die Beschreibung von \*MAT\_054 und \*MAT\_058c erfolgt durch Ein-Element-Simulationen. Die anschließende Validierung der Materialmodelle wird an reinen FVK-Flachproben durchgeführt. In einem weiteren Schritt werden die Modelle an den bauteilähnlichen Strukturen aus FVK angewendet.

### 6.1.1 Charakterisierung der Werkstoffmodelle auf Basis von Ein-Element-Simulationen

In diesem Kapitel werden Simulationen an einem repräsentativen Volumenelement (Ein-Schalen-Element) dargestellt. Diese Untersuchungen dienen dem fundamentalen Verständnis der implementierten Materialmodelle (\*MAT\_054 und \*MAT\_058c) und deren Versagensverhalten sowie den neu implementierten UMAT's. Für alle Simulationen wird nur eine Elementschicht gewählt. Für jede Laminatschicht wird ein Material, die Dicke der Lage und der Winkel des Materials definiert. Bei Verwendung von Schalenelementen wird ein ebener Spannungszustand und eine konstante Schädigung über die Dicke angenommen. In Abbildung 6.1 sind die Rahmen- und Belastungsbedingungen des Ein-Schalen-Elements dargestellt [92].

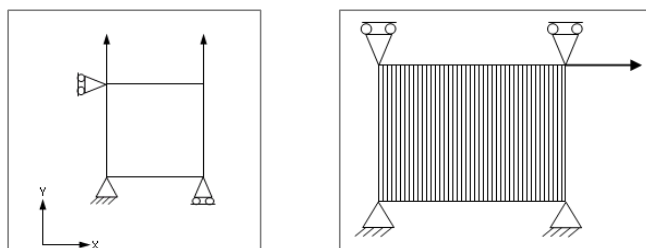


Abbildung 6.1: Rahmen- und Belastungsbedingungen des Ein-Schalen-Elements: Zug (links), Simple Shear (rechts) [92]



**\*MAT\_054: MAT\_ENHANCED\_COMPOSITE\_DAMAGE**

In Abbildung 6.2 ist zu erkennen, dass die Festigkeit bis zu dem in der Materialkarte gesetzten Wert ansteigt. Nachdem der Wert erreicht ist, wird die Festigkeit bis zur maximalen Dehnung konstant gehalten. Das Element wird bei einer Dehnung von 10% erodiert, da die Versagensdehnung DFAILT in der Materialkarte gleich 0,1 gesetzt ist. Das Versagensverhalten bei \*MAT\_054 ist bei allen Belastungsfällen gleich. Aus diesem Grund wird auf weitere Darstellungen an dieser Stelle verzichtet.

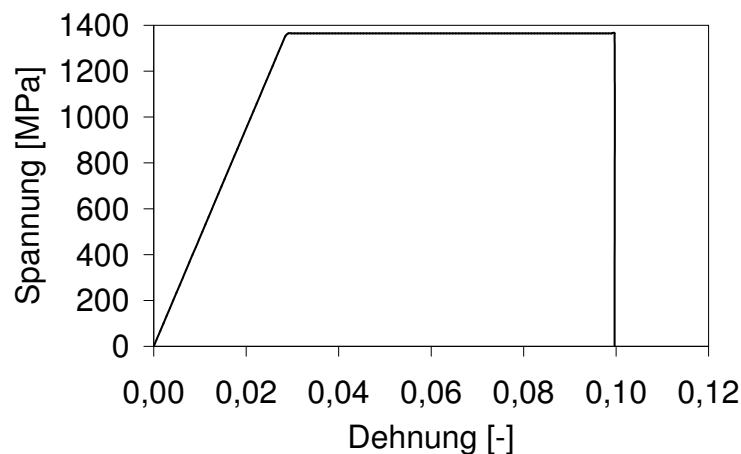


Abbildung 6.2: Spannungs-Dehnungs-Kurve für Zug in Faserrichtung \*MAT\_054

In der Validierungsphase von \*MAT\_054 zeigte sich, dass sich das Modell, wie bereits von Schweizerhof [117] beschrieben, sehr spröde verhält. Dies führt teilweise zur frühzeitigen Elementerosion. Das bedeutet, dass das Element gelöscht wird, obwohl bei einzelnen Schichten innerhalb des Elements kein Versagen eingetreten ist. Um diesem Mechanismus entgegenzuwirken, erfolgt eine numerische Modifizierung anhand der bauteilähnlichen Struktur. Das Ziel dieser Modifizierung ist, dem vorzeitigen Löschen der Elemente entgegenzuwirken, ohne jedoch Einfluss auf die Materialeigenschaften zu nehmen.

Aus diesem Grund werden in das bereits validierte \*MAT\_054-Modell zusätzlich vier Lagen des Materialmodells \*MAT\_058c mit einer Dicke von jeweils 0,04mm integriert. Gleichzeitig werden die Materialkennwerte der \*MAT\_058c-Lagen bis auf 10% reduziert. Dies soll den Einfluss dieser Schichten von Seiten der Materialeigenschaften auf ein Minimum beschränken, aber dennoch ein frühzeitiges Löschen der Elemente verhindern.

Das oben beschriebene Verhalten wird in Abbildung 6.3 beispielhaft anhand der bauteilähnlichen Struktur aus GFK für den Lastfall 3-Punkt-Biegung dargestellt. Abgebildet ist die Simulation mit \*MAT\_054 sowie die mit \*MAT\_058c verstärkte \*MAT\_054-Simulation.

Als Referenz dient der experimentelle Versuch. Durch die Verstärkung von \*MAT\_054 mit \*MAT\_058c ergibt sich ein realistischer Verlauf der Kraft-Weg-Kurve. Aus diesem Grund wird für die folgenden Untersuchungen die verstärkte Variante von \*MAT\_054 untersucht. Diese wird mit „\*MAT\_054 verstärkt“ bezeichnet.

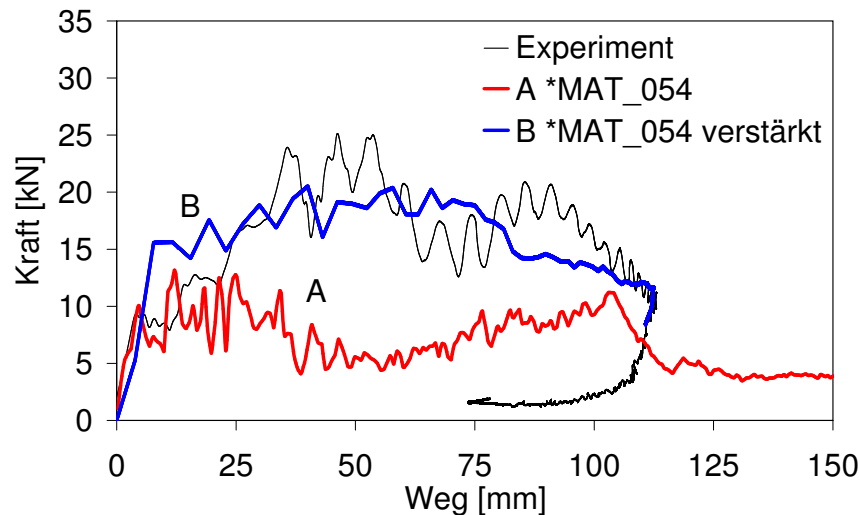


Abbildung 6.3: Vergleich von \*MAT\_054 und \*MAT\_054 verstärkt für die bauteilähnliche Struktur aus GFK unter dem Lastfall 3-Punkt-Biegung

#### \*MAT\_058c: MAT\_LAMINATED\_COMPOSITE\_FABRIC

Das Degradationsverhalten von \*MAT\_058c wird über sogenannte SLIM-Parameter definiert. Die SLIM-Parameter basieren nicht auf experimentellen Kennwerten. Vielmehr erfolgt eine Anpassung der Parameter durch einen Abgleich der Simulation mit dem Experiment. In Abbildung 6.4 sind die Spannungs-Dehnungs-Verläufe des Zugversuchs in Faserrichtung und des Schubversuchs für den SLIM-Wert 0,9 dargestellt.

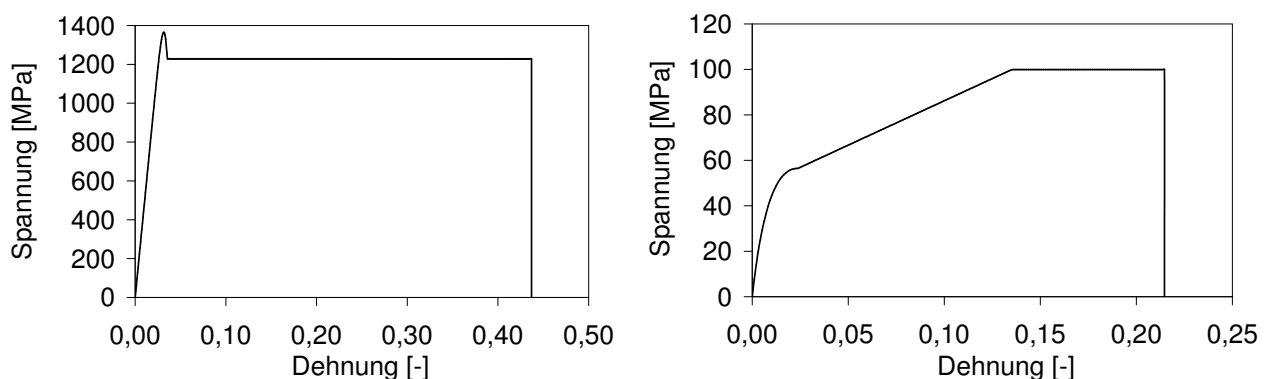


Abbildung 6.4: Spannungs-Dehnungs-Kurven für Zugbelastung in Faserrichtung (links), Schubbelastung (rechts) für \*MAT\_058c

Das Versagensverhalten der Zug- und Druckkurven ist für \*MAT\_058c identisch. Aus diesem Grund wird wie zuvor bei \*MAT\_054 auf die Darstellung dieser Verläufe verzichtet. Für die Spannungs-Dehnungs-Kurve des Zugversuchs bedeutet dies, dass nach Erreichen der maximalen Festigkeit diese auf das 0,9-fache reduziert wird. Die Schubkurve steigt bis zu einer Festigkeit, die dem 0,9-fachen der maximalen Festigkeit entspricht.

### \*MAT\_PINHO

Im Falle des physikalisch basierten Materialmodells nach Pinho werden alle Parameter durch Experimente bestimmt. In Abbildung 6.5 sind die Spannungs-Dehnungs-Verläufe des Zugversuchs in Faserrichtung und des Schubversuchs dargestellt. Das Versagensverhalten der Zug- und Druckkurven ist für \*MAT\_PINHO identisch. Aus diesem Grund wird auf die Darstellung der restlichen Verläufe verzichtet. Nach Erreichen der maximalen Festigkeit im Fall des Zugversuchs, kommt es zu einer linearen Degradation der Festigkeit, wie sie in der Theorie nach Pinho in Kapitel 4.5.2.1 beschrieben wurde.

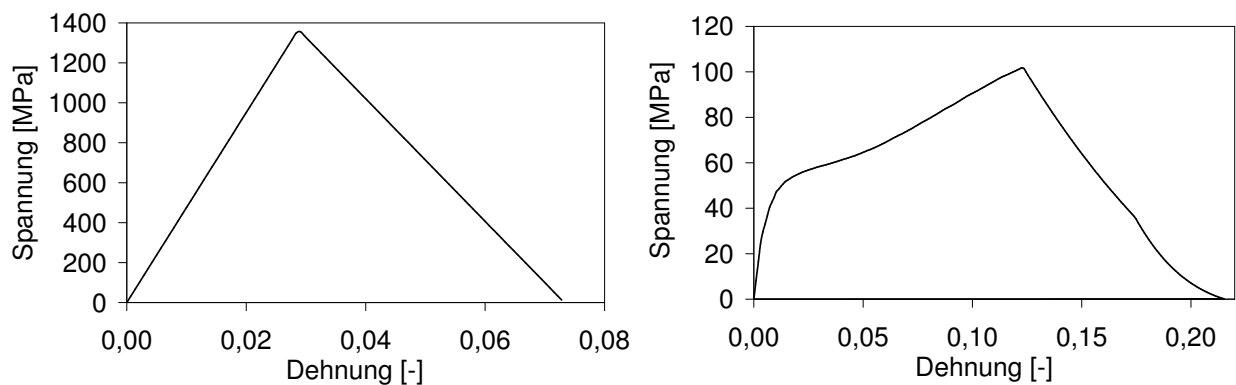


Abbildung 6.5: Spannungs-Dehnungs-Kurven für Zugbelastung in Faserrichtung (links), Schubbelastung (rechts) für \*MAT\_PINHO

Das Materialmodell nach Pinho bietet die Möglichkeit, eine experimentelle Spannungs-Dehnungs-Kurve, die das Schubverhalten beschreibt, zu hinterlegen. Nachdem die maximale Festigkeit unter Schubbelastung erreicht ist, beginnt die lineare Degradation, hervorgerufen durch Matrixversagen. Bei einer Dehnung von 18% ist das Versagenskriterium für Zug in Faserrichtung erreicht. Dies führt zu der in Abbildung 6.5 dargestellten nicht-linearen Degradation.

Um eine stabile Simulation zu gewährleisten, ist die minimale Dehnung  $\epsilon_{final}$  durch folgende Parameter in Tabelle 6.1 gegeben:

Zug in Faserrichtung, $\epsilon_{final\_ft}$	1,1 $\epsilon_{onset}$
Zug quer zur Faserrichtung, $\epsilon_{final\_fm}$	2,0 $\epsilon_{onset}$
Druck in Faserrichtung, $\epsilon_{final\_ct}$	1,1 $\epsilon_{onset}$
Druck quer zur Faserrichtung, $\epsilon_{final\_cm}$	2,0 $\epsilon_{onset}$

Tabelle 6.1: Minimale Versagensdehnung nach \*MAT\_PINHO

**\*MAT\_CAMANHO**

Das Kontinuums-Schadensmodell zur Vorhersage des Eintretens sowie der Ausbreitung eines Schadens von FVK nach Camanho berücksichtigt vier verschiedene Versagensmechanismen im ebenen Spannungsraum. Interlaminare Versagensmechanismen bleiben unberücksichtigt.

Das Degradationsverhalten basiert auf dem Materialmodell nach Camanho und ist für Zug in Faserrichtung bzw. quer zur Faserrichtung in Abbildung 6.6 zu sehen. In diesem Modell werden die Spannungskomponenten für Belastung in Faserrichtung bi-linear und für Lastfälle in transversaler Richtung linear bis null degradiert.

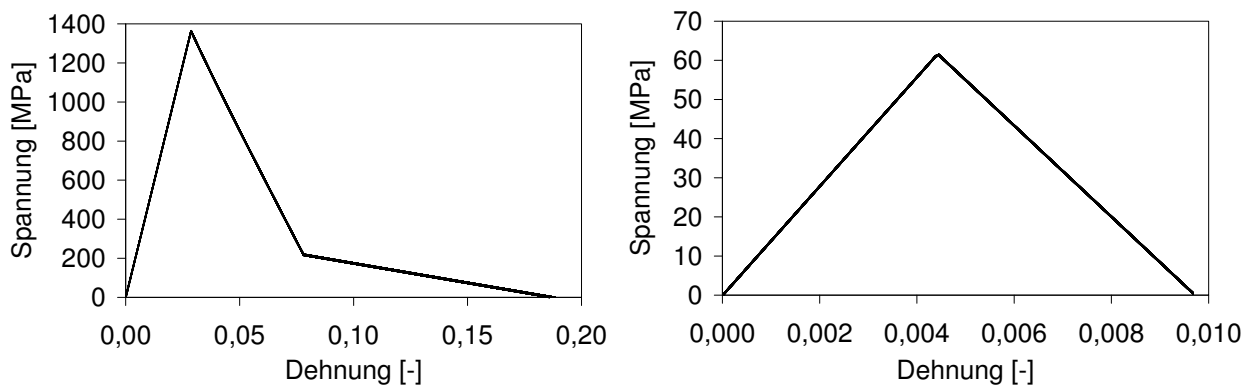


Abbildung 6.6: Spannungs-Dehnungs-Kurven für Zugbelastung in Faserrichtung (links), quer zur Faserrichtung (rechts) für \*MAT\_CAMANHO

Das Schubverhalten wird analog zu Abbildung 6.7 modelliert. Um das nicht-lineare Schubverhalten beschreiben zu können, wurde eine einfache 1D-elasto-plastische Formulierung für das Schubverhalten in der Ebene hinzugefügt [60].

Die Abbildung dieses Verhaltens erfolgt über die Definition zweier Ausgleichsgeraden. Die erste Gerade entspricht der Steigung des Schubmoduls. Die Steigung der zweiten Geraden wird durch ein weiteres Modul  $K_P$  beschrieben. Der Schnittpunkt beider Geraden bestimmt die Grenzscherbspannung  $S_{LP}$ . Nach Erreichen der maximalen Festigkeit beginnt die lineare Degradation.

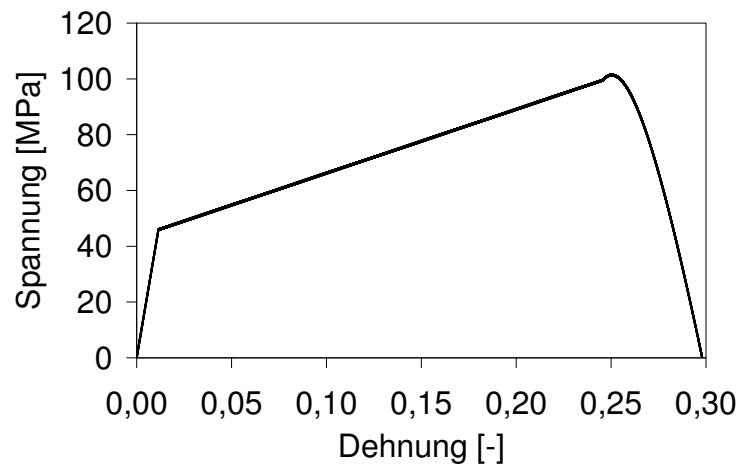


Abbildung 6.7: Spannungs-Dehnungs-Kurve für Schubbelastung \*MAT\_CAMANHO

### 6.1.2 Simulation der Elementarproben

Im Folgenden Abschnitt werden die in Kapitel 5.3 präsentierten experimentellen Ergebnisse der FVK-Elementarproben mit den numerischen Simulationen verglichen. In diesem Zusammenhang werden die in Kapitel 4.5 vorgestellten Materialmodelle verwendet, um das Versagensverhalten der experimentellen Zug-, Druck- und 3-Punkt-Biegeversuche zu simulieren. Um eine Aussage über die Qualität der numerischen Ergebnisse zu erhalten, wird ein Vergleich anhand der Spannungs-Dehnungs-Verläufe gezogen.

Die Lagenorientierungen der Laminats in der Simulation entsprechen den experimentellen Versuchen.

Die numerischen Parameter nach \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c wurden validiert und mit den experimentellen Ergebnissen verglichen, bis die Kurven für alle Lagenorientierungen eine bestmögliche Übereinstimmung zeigten. Diese Validierungsschritte sind für die Materialmodelle nach Pinho und Camanho nicht notwendig. Die für die Simulation notwendigen Kennwerte können der Tabelle 5.1 entnommen werden. Der in dieser Arbeit angewendete Entwicklungsstand der Materialmodelle nach Pinho und Camanho beinhaltet keine Elementgrößenunabhängigkeit. Dies erfordert eine Anpassung der Bruchenergien. Für das Materialmodell nach Camanho besteht die Möglichkeit der Implementierung von Versagenskurven der Bruchenergien in Abhängigkeit der Elementgröße. Da in dieser Arbeit nur eine Elementgröße verwendet wird, erfolgte auch für Camanho eine manuelle Anpassung der Bruchenergien.

In Abbildung 6.8 sind die FE-Modelle der Elementarproben für Zug, Druck und 3-Punkt-Biegung abgebildet. In den experimentellen Untersuchungen wurde die Längenänderung bei der

Zugprüfung mit Hilfe eines Extensimeters bestimmt. Dieser Bereich ist in dem FEM-Modell der Zugprobe gelb dargestellt. Die Messung der Dehnung erfolgt im FEM-Modell durch Messpunkte an den Bereichsgrenzen. Um zu gewährleisten, dass das Versagen innerhalb des gelben Bereichs eintritt, ist dem orangenen Bereich eine zweite Materialkarte mit erhöhten Festigkeiten zugeordnet. Dies beeinflusst das Materialverhalten in keiner Weise, führt jedoch dazu, dass gezieltes Versagen innerhalb des gelben Bereichs eintritt. Die Krafteinleitung erfolgt im Fall der Zugprüfung, analog zum Experiment, über die Aufleimer.

Die Druckprobe besitzt eine freie Einspannlänge von 10mm. Dies entspricht dem experimentellen Versuch. Die Knoten außerhalb der freien Einspannlänge sind über sogenannte „Constraints“ fixiert und können sich nur in Druckrichtung bewegen. Alle anderen translatorischen Freiheitsgrade sind eingeschränkt. Zudem sind alle rotatorischen Bewegungen unterbunden. Bei der 3-Punkt-Biegung liegt der Probekörper frei auf und wird über die Druckfinne zwischen den Lagern hindurch bewegt.

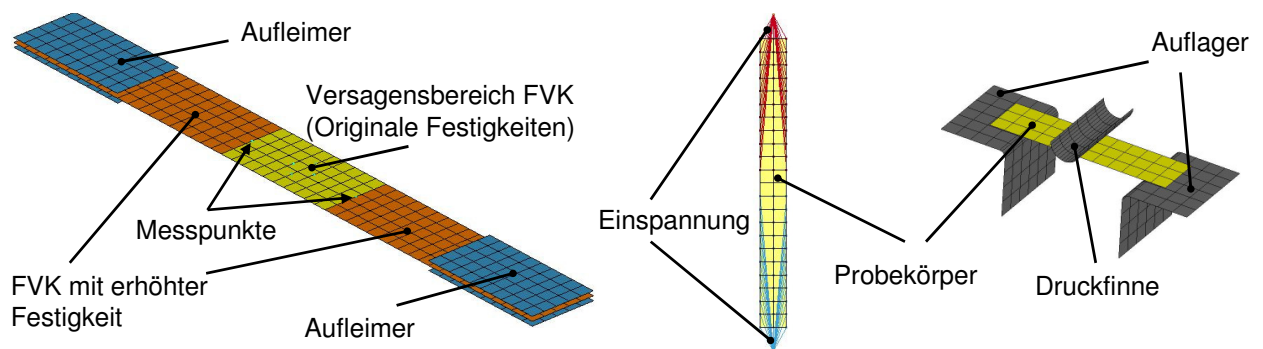


Abbildung 6.8: FEM-Modelle der FVK-Elementarproben: Zugprobe (links), Druckprobe (Mitte), 3-Punkt-Biegeprobe (rechts)

## Zugversuch

In Abbildung 6.9 ist ein Vergleich der maximalen Spannungen zwischen Experiment und Simulation bei Zugbelastung für GFK dargestellt. Die Experimente wurden für jeden Laminataufbau mindestens viermal durchgeführt. Aus diesem Grund ist für die Experimente ein Streubereich angegeben. Die Säule der Experimente repräsentiert den Mittelwert der maximalen Spannung.

Die Simulationen der  $0^\circ$ -dominierten Laminats sowie des  $90^\circ$ -Laminats ergeben für alle Laminats eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation. Für das  $0^\circ$ -Laminat weicht die Simulation mit \*MAT\_054 verstärkt mit ca. 9% am stärksten von dem Experiment ab. Die Abweichungen der restlichen Simulationen liegen unterhalb von 4%.

Die Simulation der  $\pm 45^\circ$ -Proben führt zu starken Abweichungen der beiden Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c. Dies liegt zum einen an dem komplexen Versa-

gensverhalten des Laminats, zum anderen an der Theorie bzw. numerischen Anpassung der Materialmodelle. Die Abbildung des Versagensverhaltens ist aufgrund des elasto-plastischen Verhaltens des Laminats durch die Theorie von \*MAT\_054 nicht möglich. Für eine bestmögliche Anpassung der Materialkarte an alle Zug- und Biegeversuche wurde durch die Eingabe einer geringeren Schubfestigkeit eine Kompromisslösung gefunden. Im Fall von \*MAT\_058c musste ebenfalls ein Kompromiss eingegangen werden. Eine Verbesserung des Versagensverhaltens des  $\pm 45^\circ$ -Laminats geht mit einer deutlichen Verschlechterung der Performance des  $90^\circ/45^\circ$ -Laminats einher. Die etwas zu hohe Maximalspannung von \*MAT\_CAMANHO resultiert aus der Definition der Kurve, wie sie oben beschrieben ist. Im Fall von \*MAT\_PINHO kommt es zu frühzeitigem Versagen der Probe durch Matrixbruch. Für das  $90^\circ/45^\circ$ -Laminat ist die maximale Festigkeit für \*MAT\_CAMANHO erneut überbewertet. Die Abweichung beträgt ca. 32%. Die anderen Materialmodelle liegen ungefähr im Streubereich der Experimente. Allgemein kann festgestellt werden, dass Laminats, deren Versagensverhalten stark von Delaminationen beeinflusst sind, nur begrenzt durch eine Elementschicht wiedergegeben werden können.

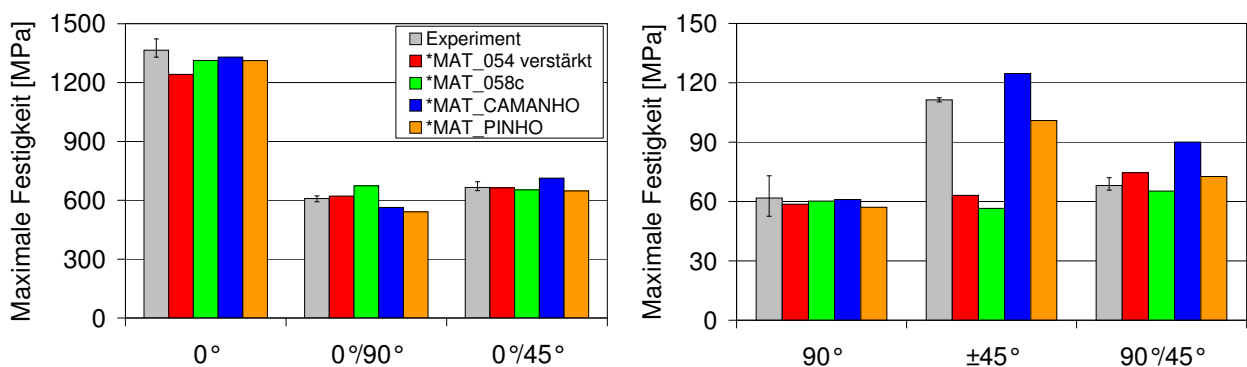


Abbildung 6.9: Vergleich zwischen Experiment und Simulation bezüglich der maximalen Festigkeit bei Zugbelastung  $0^\circ$ -dominierter Laminats (links) und  $90^\circ$ -dominierter Laminats (rechts) für GFK

Exemplarisch sind die Spannungs-Dehnungs-Verläufe für die Laminats  $0^\circ/45^\circ$  und  $\pm 45^\circ$  in Abbildung 6.10 abgebildet. Das elastische Verhalten (E-Modul) und die Festigkeit des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats, die durch die Materialmodelle bestimmt werden, stimmen gut mit den experimentellen Ergebnissen überein. Für \*MAT\_CAMANHO und \*MAT\_054 verstärkt ist die Steifigkeit gegen Ende des Versuchs leicht überbewertet.

Das Materialverhalten der  $\pm 45^\circ$ -Probe wird sowohl im elastischen als auch im elasto-plastischen Bereich exakt durch \*MAT\_PINHO wiedergegeben. Im Rahmen der Implementierung von \*MAT\_CAMANHO wird auch hier das Verhalten exakt wiedergegeben. Die beiden Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c weichen sowohl in der maximal erreichten

Festigkeit als auch in der Dehnung stark von den experimentellen Ergebnissen ab. Die elastische Verformung wird von beiden Materialmodellen in guter Übereinstimmung mit dem Experiment beschrieben.

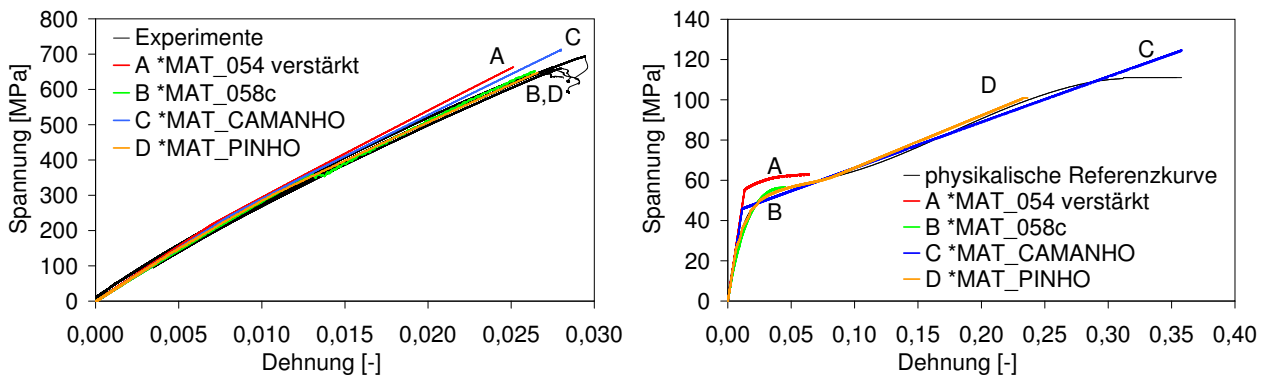


Abbildung 6.10: Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation der Zugbelastung des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats (links) und des  $\pm 45^\circ$ -Laminats (rechts) für GFK

Der Vergleich der maximalen Festigkeiten der CFK-Proben unter Zugbelastung ist in Abbildung 6.11 dargestellt. Die experimentellen Ergebnisse weisen bis auf das  $90^\circ$ -Laminat eine sehr geringe Streubreite auf. Dies spricht für den Fertigungsprozess der Proben durch die vorimprägnierten Fasern im Autoklaven.

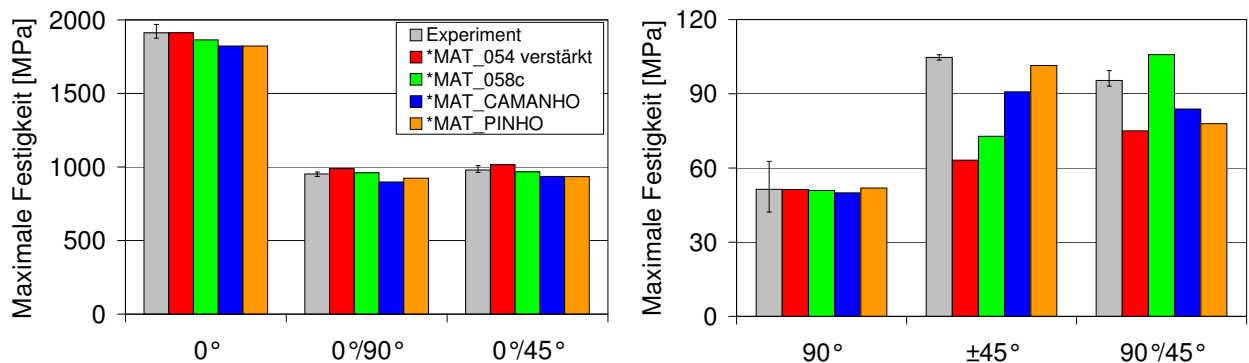


Abbildung 6.11: Vergleich zwischen Experiment und Simulation bezüglich der maximalen Festigkeit bei Zugbelastung  $0^\circ$ -dominierter Laminats (links) und  $90^\circ$ -dominierter Laminats (rechts) für CFK

Die Simulationsergebnisse der  $0^\circ$ -dominierten Laminats stehen für alle Materialmodelle in guter Übereinstimmung mit den Experimenten. Die Abweichungen liegen im Bereich von ca. 5%. Wie zuvor bei den Simulationen der  $\pm 45^\circ$ -GFK-Probe sind auch für CFK die Ergebnisse von \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c nicht zufriedenstellend. Die Abweichung



der maximalen Festigkeit zwischen Experiment und Simulation liegt für \*MAT\_054 verstärkt bei ca. 40%. Für \*MAT\_058c beträgt die Abweichung ca. 30%. Mit den UMAT's lassen sich an dieser Stelle erneut gute Ergebnisse erzielen. Hier liegen die Abweichungen für \*MAT\_CAMANHO bei ca. 13% und für \*MAT\_PINHO bei ca. 3%. Die größere Abweichung bei \*MAT\_CAMANHO resultiert erneut aus dem konservativen Versagensverhalten der Matrix. Das Versagensverhalten der 90°/45°-Proben wird durch \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_CAMANHO und \*MAT\_PINHO ebenfalls zu konservativ beschrieben. Auch hier bricht die Probe aufgrund von Matrixversagen.

Analog zu den GFK-Proben sind die Ergebnisse der 0°/45°- bzw. ±45°-CFK-Laminats exemplarisch in Abbildung 6.12 dargestellt. Sowohl die Steifigkeit als auch die Dehnung der Simulation liegen für das 0°/45°-Laminat bei allen Materialmodellen in guter Übereinstimmung mit den Experimenten. Durch die erneute Reduzierung der Schubfestigkeit bei \*MAT\_054 verstärkt kommt es zu einem verfrühten Versagen der ±45°-Probe. Das Versagensverhalten des ±45°-CFK-Laminats kann durch \*MAT\_058c bis zum frühzeitigen Bruch der Probe gut beschrieben werden. Das Versagen wird durch eine globale Dehngrenze eingeleitet. Diese musste in Abhängigkeit der anderen Laminats als Kompromiss festgelegt werden. Mit \*MAT\_PINHO ist es möglich, das Versagensverhalten des Experiments exakt abzubilden. Für \*MAT\_CAMANHO zeigt sich der charakteristische Verlauf der Implementierung. Bei Erreichen der maximalen Festigkeit kommt es zum Versagen einzelner Schichten. Daraus resultiert ein konstantes Festigkeitsniveau, bis es zur Erosion der Elemente kommt.

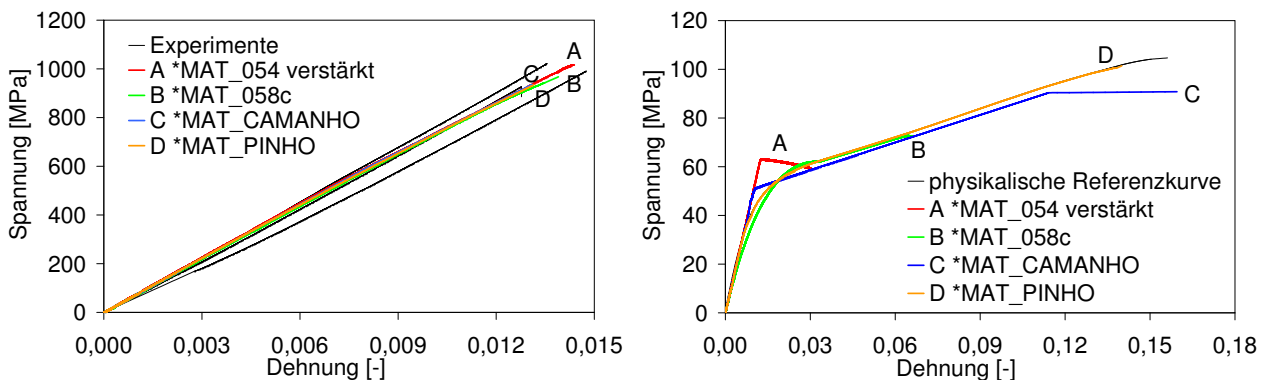


Abbildung 6.12: Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation der Zugbelastung des 0°/45°-Laminats (links) und des ±45°-Laminats (rechts) für CFK

Allgemein zeigen die CFK-Simulationen der Zugversuche eine bessere Übereinstimmung mit den Experimenten als für GFK. Ein Grund dafür sind die geringeren Bruchdehnungen des CFK's.

## Druckversuch

Die Druckproben haben nach Norm eine freie Einspannlänge von 10mm. Die Darstellung der Simulationsproben durch 5mm x 5mm Elemente ergibt eine Versagensfläche, die auf vier Elemente begrenzt ist.

Aufgrund des komplexen Versuchsaufbaus wurden ausschließlich unidirektionale Laminare experimentell untersucht. Im Folgenden wird exemplarisch auf die GFK-Ergebnisse eingegangen.

Ein Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Verläufe zwischen Experiment und Simulation ergibt eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse (vgl. Abb. 6.13). Die Divergenz der Steifigkeiten zwischen Experiment und Simulation in Faserrichtung resultiert aus den unterschiedlichen Steifigkeiten aus Zug- und Druckversuch. Die Materialkarten erlauben ausschließlich die Eingabe einer Steifigkeit in Faserrichtung bzw. quer dazu. In der Regel findet hier die Steifigkeit aus den Zugversuchen Anwendung. Diese weicht jedoch häufig etwas von der Drucksteifigkeit ab. Die Festigkeiten des 0°-Laminats differieren für \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_058c und \*MAT\_CAMANHO maximal um 4,0% im Vergleich zu dem Experiment. Die Festigkeit von \*MAT\_PINHO liegt ca. 18% unterhalb der des Experiments. Die Simulation des 90°-Laminats ergibt eine gute Übereinstimmung der Verläufe zwischen Experiment und Simulation für alle Materialmodelle.

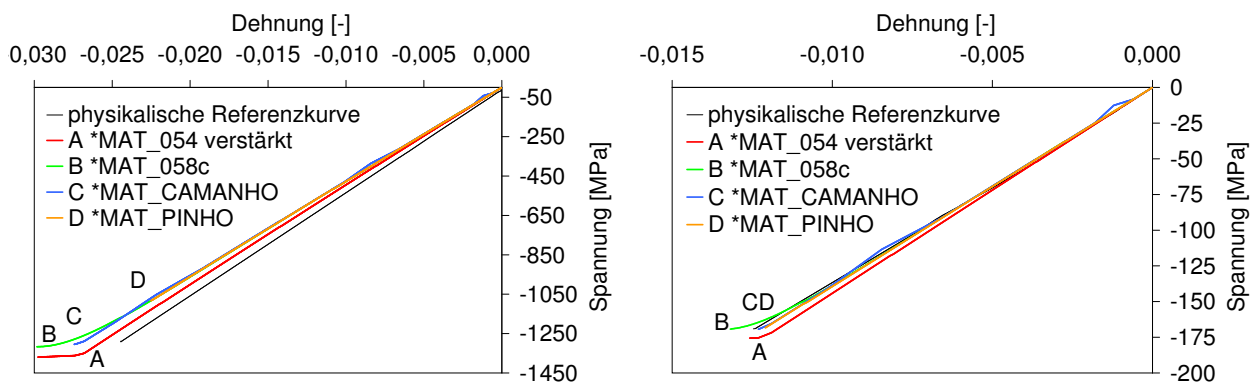


Abbildung 6.13: Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation der Druckbelastung in Faserrichtung (links) und quer zur Faserrichtung (rechts) für GFK

## 3-Punkt-Biegeversuch

Abbildung 6.14 gibt eine Übersicht der maximalen Festigkeiten aus Experiment und Simulation der 0°-dominierten Laminare (links) und der 90°-dominierten Laminare (rechts) wieder. Generell ist zu erkennen, dass die experimentellen Ergebnisse einen sehr geringen Streubreich aufweisen.

Die Abweichungen der Simulation von den experimentellen Ergebnissen sind im Fall der 3-Punkt-Biegung aufgrund des mehrachsigen Spannungszustands und der damit verbundenen Komplexität des Versagensverhaltens höher als bei den Zugversuchen, bei denen ein einachsiger Spannungszustand vorliegt.

Besonders auffallend in diesem Zusammenhang ist das frühe Versagen der  $0^\circ/90^\circ$ -Simulation durch \*MAT\_CAMANHO. Hier führt das Versagen der  $90^\circ$ -Lagen zu einem vorzeitigen Versagen der Elemente. Dieses Verhalten ist für das  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat nicht festzustellen. Die restlichen Lamine werden durch \*MAT\_CAMANHO in guter Übereinstimmung mit den Versuchen wiedergegeben. Auch mit \*MAT\_PINHO können die maximalen Festigkeiten in eine gute Übereinstimmung mit den Versuchen gebracht werden. Die maximalen Festigkeiten der  $0^\circ$ -dominierten Lamine werden durch \*MAT\_054 verstärkt überbewertet. Ein Vergleich der  $90^\circ$ -dominierten Lamine ergibt eine gute Übereinstimmung der Experimente mit der Simulation. Während die unidirektionalen Lamine ( $0^\circ$  und  $90^\circ$ ) eher konservativ durch \*MAT\_058c dargestellt werden, ergibt sich für die MSV eine Überbewertung der maximalen Festigkeiten durch \*MAT\_058c.

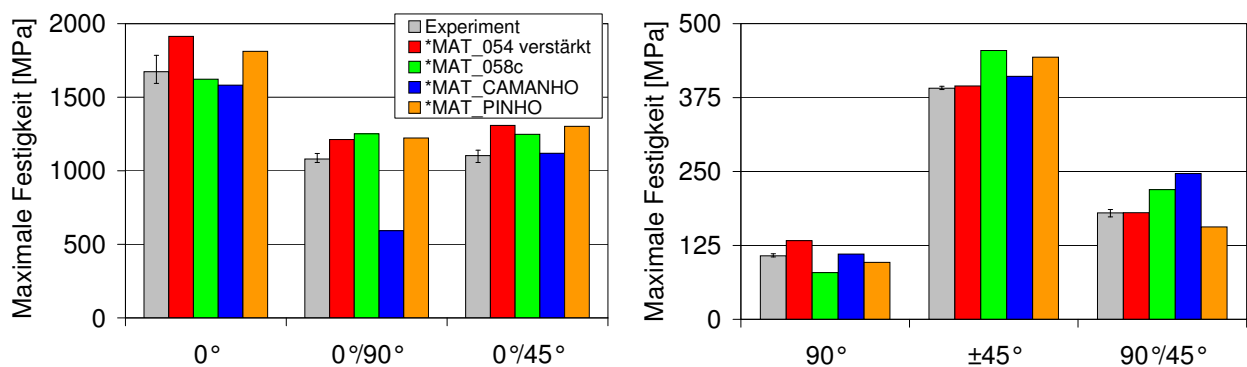


Abbildung 6.14: Vergleich zwischen Experiment und Simulation bezüglich der maximalen Festigkeit bei 3-Punkt-Biegebelastung  $0^\circ$ -dominierter Lamine (links) und  $90^\circ$ -dominierter Lamine (rechts) für GFK

Für den 3-Punkt-Biegeversuch sind die Spannungs-Dehnungs-Verläufe für die Lamine  $0^\circ/45^\circ$  und  $0^\circ/90^\circ$  exemplarisch in Abbildung 6.15 dargestellt. Das elastische Verhalten (E-Modul) des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats sowie des  $0^\circ/90^\circ$ -Laminats kann durch alle Materialmodelle in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen bestimmt werden. Im Fall des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats stimmt die Dehnung von \*MAT\_CAMANHO exakt mit den Experimenten überein. Die höhere Festigkeit der restlichen Materialmodelle, verglichen mit dem Experiment, geht mit einer höheren Versagensdehnung einher.

Das Versagensverhalten der Materialmodelle in Bezug auf das  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat ist ähnlich wie bei dem  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat. Die Ausnahme bildet das Materialmodell nach Camanho, bei

dem es zu einem frühzeitigen Matrixversagen kommt. Das elastische Verhalten entspricht jedoch bis zum Versagen dem der Experimente.

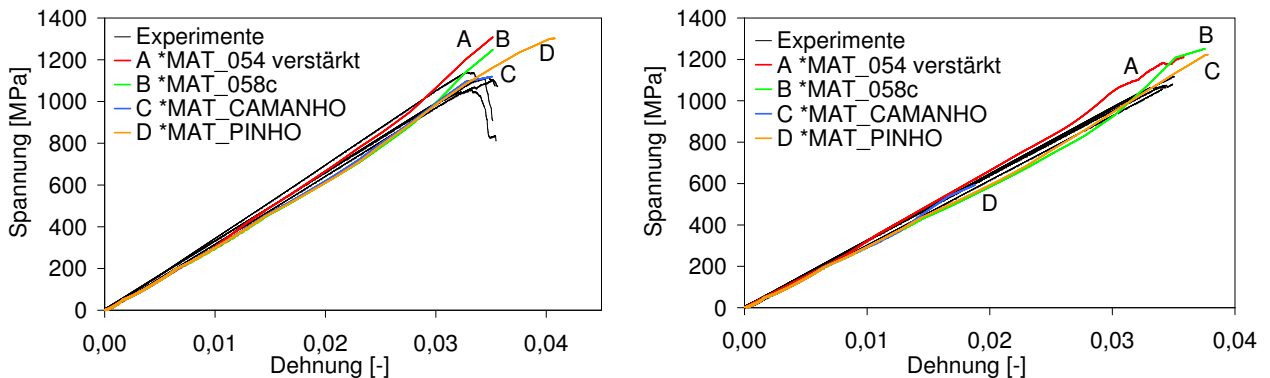


Abbildung 6.15: Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation der 3-Punkt-Biegebelastung des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats (links) und des  $0^\circ/90^\circ$ -Laminats (rechts) für GFK

Wie in Abbildung 6.16 zu erkennen ist, zeigen die experimentellen Ergebnisse der  $0^\circ$ -dominierten Proben eine deutlich größere Streubreite als bei den Zugversuchen.

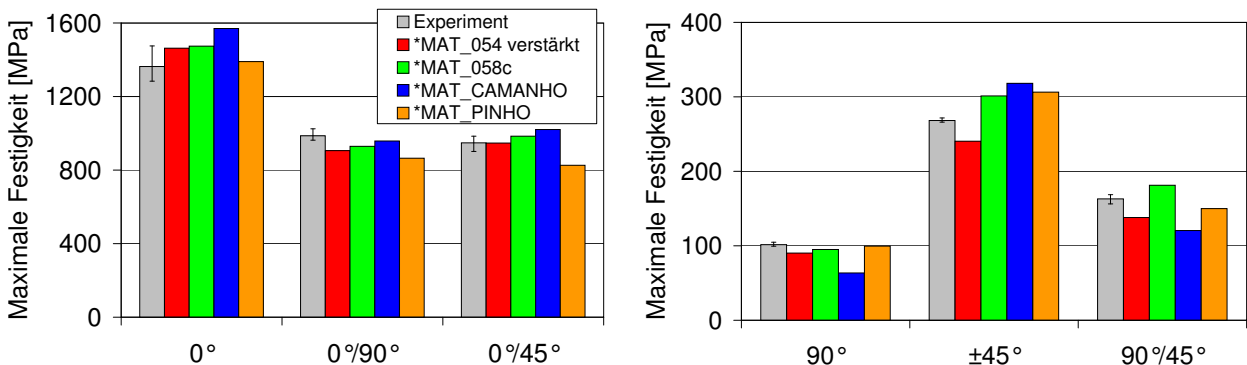


Abbildung 6.16: Vergleich zwischen Experiment und Simulation bezüglich der maximalen Festigkeit bei 3-Punkt-Biegebelastung  $0^\circ$ -dominierter Laminats (links) und  $90^\circ$ -dominierter Laminats (rechts) für CFK

Wie bereits bei den Zugversuchen zeigen die  $0^\circ$ -dominierten Proben eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment. Die Abweichungen liegen dabei deutlich unter 10%. Eine Ausnahme macht die Simulation mit \*MAT\_CAMANHO. Hier versagt die unidirektionale  $0^\circ$ -Probe erst bei einer Festigkeit von 1500MPa und liegt damit ca. 15% über der mittleren maximalen Festigkeit aus dem Experiment. Das Versagensverhalten der  $90^\circ$ -Probe wie auch das der  $90^\circ/45^\circ$ -Probe wird durch \*MAT\_CAMANHO erneut zu konservativ beschrieben. Auch in diesem Fall versagen die Proben frühzeitig aufgrund von Matrixbruch.

Mit \*MAT\_PINHO werden für die 90°-dominierten Proben ebenfalls gute Ergebnisse erzielt. Die ±45°-Probe zeigt hier mit ca. 14% die größte Abweichung. Ein ähnliches Verhalten gilt für \*MAT\_058c. Auch hier weist die ±45°-Probe mit ca. 12% die größte Abweichung auf.

Um das Versagensverhalten untersuchen zu können, sind in Abbildung 6.17 die Spannungs-Dehnungs-Verläufe der 0°/90°- und 0°/45°-Proben dargestellt. Sowohl für die 0°/90°-Probe als auch für die 0°/45°-Probe stimmen die Biegesteifigkeiten zwischen Simulation und Experiment exakt überein. Die Bruchdehnung kann durch die Materialmodelle, mit Ausnahme von \*MAT\_058c für das 0°/90°-Laminat, ebenfalls gut wiedergegeben werden. Im Fall des 0°/45°-Laminats sind die Versagensdehnungen für alle Materialmodelle im Streubereich der Experimente.

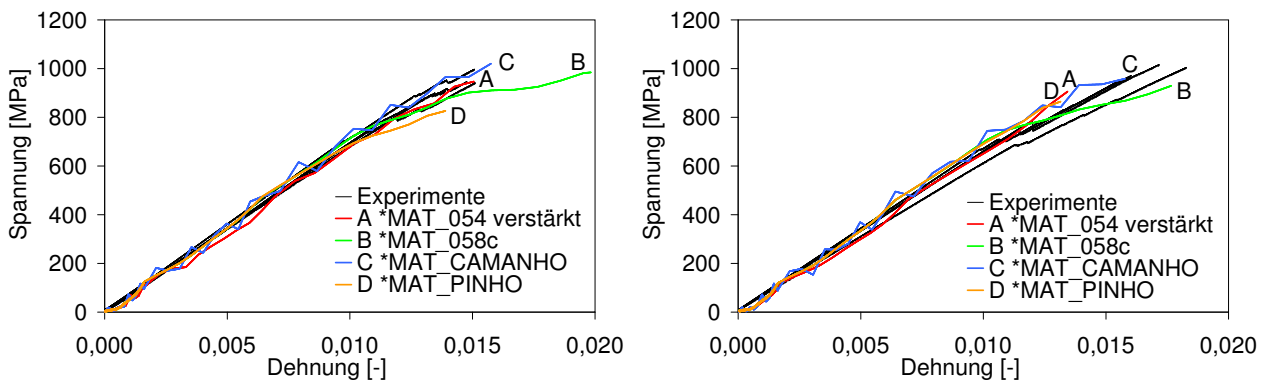


Abbildung 6.17: Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation der 3-Punkt-Biegebelastung des 0°/45°-Laminats (links) und des 0°/90°-Laminats (rechts) für CFK

### 6.1.3 Simulation der bauteilähnlichen Strukturen

Abbildung 6.18 zeigt die FEM-Modelle der bauteilähnlichen Strukturen für die 3-Punkt-Biegung und die Stauchung. Das mit der Bodenplatte geschlossene Hutprofil liegt bei der 3-Punkt-Biegebelastung frei auf den Lagern auf. Während des Impaktversuchs verhindern Kontaktbedingungen das Durchdringen des Hutprofils mit dem Impaktor bzw. den Auflagern. Sowohl Impaktor als auch die Auflager werden als Starrkörper modelliert. Das Doppelhutprofil wird in der Simulation analog zum Experiment zusätzlich durch eine Einspannung gegen horizontale Verschiebungen fixiert.

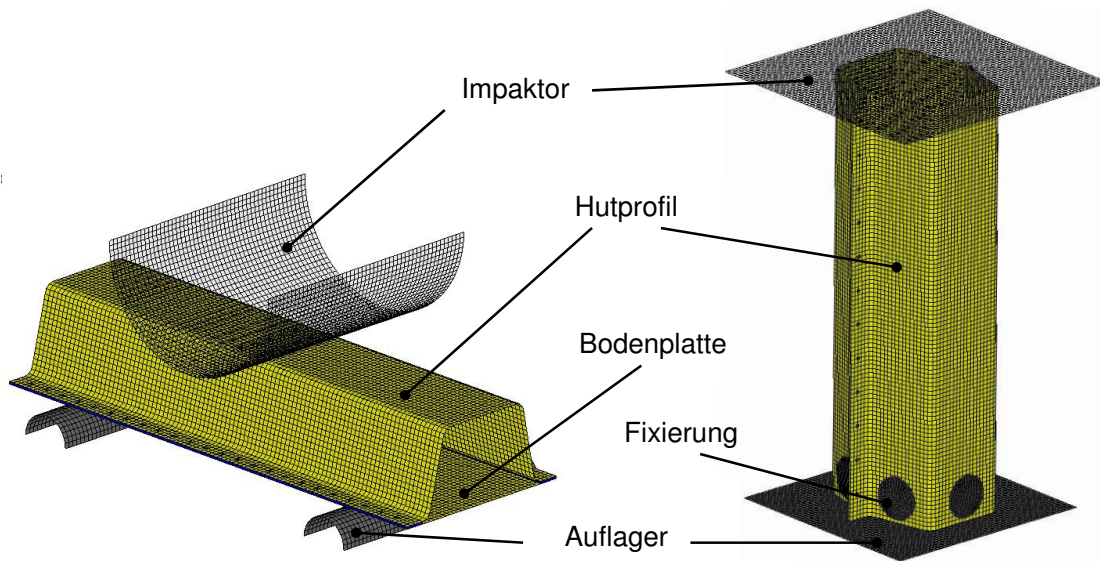


Abbildung 6.18: FEM-Modelle der bauteilähnlichen Strukturen aus FVK: 3-Punkt-Biegemodell (links), Stauchmodell (rechts)

Im Folgenden werden die Fallturmversuche unter 3-Punkt-Biegung sowie Stauchung durch die Simulation untersucht und mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Dabei liegt der Fokus auf dem GFK-Profil mit einem Lagenaufbau von  $(0^\circ/90^\circ)_{3s}$ .

### 3-Punkt-Biegeversuch

Die Kraft-Weg-Verläufe der 3-Punkt-Biegeuntersuchungen sind in Abbildung 6.19 dargestellt. Generell kann festgestellt werden, dass die Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_058c und \*MAT\_PINHO das Versagensverhalten bzw. den Schadensfortschritt in angemessener Genauigkeit wiedergeben. Das maximale Kraftniveau des Experiments wird erreicht.

Das Erstversagen tritt im Experiment bei einer Kraft von ca. 10kN ein. Zu diesem Zeitpunkt stimmt die Simulation aller Materialmodelle mit dem Experiment überein. In der Simulation kommt es jedoch erst bei einem Kraftniveau von ca. 15kN zum Erstversagen. Es ist anzunehmen, dass es im Experiment bereits bei dem ersten Kontakt des Impaktors mit dem Hutprofil, leichte Vorschädigungen (Delaminationen) des Laminats gegeben hat. Diese kann in der Simulation aufgrund der einschaligen Modellierung nicht abgebildet werden. Wegen der höheren Energieabsorption zu Beginn der Simulation ist der Intrusionsweg der drei Modelle etwas geringer als im Experiment. Zudem lassen sich aus dem gleichen Grund Abweichungen von Simulation und Experiment im weiteren Kraftverlauf feststellen. Mit \*MAT\_058c kann der Verlauf nach dem Erstversagen tendenziell am besten mit dem Experiment in Einklang gebracht werden. Weiterhin zeigt das Modell nach Pinho ein Einreißen in den Ecken

des Hutprofils. Dieses Verhalten kann auch bei den experimentellen Prüfkörpern beobachtet werden. Die Elementerosion tritt aufgrund von Matrixversagen ein. Bei \*MAT\_058c tritt das Matrixversagen lokal begrenzt auf, wohingegen bei dem Modell nach Pinho Matrixversagen im gesamten Bereich des Prüfkörpers beobachtet werden kann.

Im Gegensatz dazu kommt es bei \*MAT\_CAMANHO zu einem spröden katastrophalen Versagen der Matrix und damit zum Löschen der Elemente. Dieses Versagen ist analog zu jenem der Elementarprobe unter der 3-Punkt-Biegebelastung mit identischem Lagenaufbau. Da die Elemente gelöscht werden, kommt es nach dem starken Kraftabfall zu keiner Erholung des Niveaus. Dies hat zur Folge, dass die Impaktenergie nicht absorbiert werden kann.

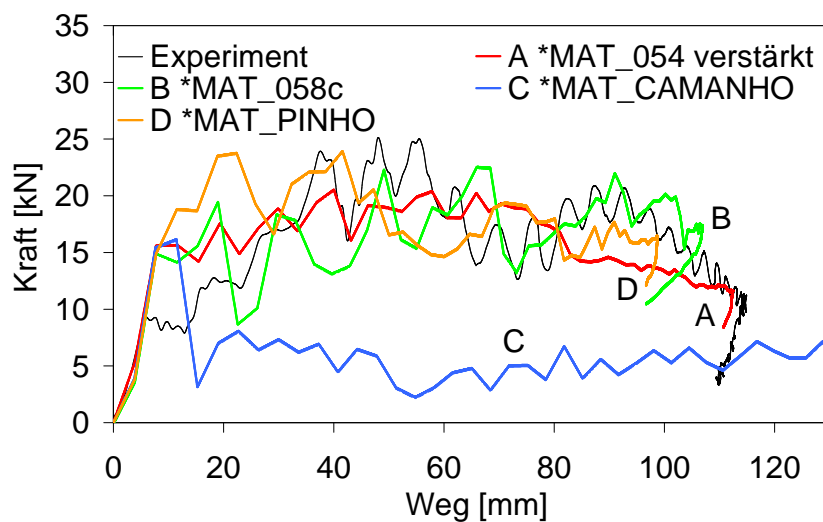


Abbildung 6.19: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des Fallturmversuchs unter 3-Punkt-Biegebelastung für das  $(0^\circ/90^\circ)_{3s}$  GFK-Laminat

Tabelle 6.2 gibt einen Überblick der Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment sowie deren Abweichungen wieder.

	Experiment	054 verstärkt	058c	CAMANHO	PINHO
max. Kraft [kN]	25,1	20,5	22,6	16,2	23,9
max. Weg [mm]	114,9	112,5	106,9	162,9	98,8

Tabelle 6.2: Überblick der Kennwerte aus den Simulationen mit dem Experiment sowie deren Abweichungen für den Lastfall 3-Punkt-Biegung

Abbildung 6.20 zeigt die GFK-Hutprofile während des Impaktversuchs nach 5ms, 10ms und 20ms. Vergleicht man die Profile nach 5ms untereinander, so ist das Verformungsverhalten der Profile für \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_058c und \*MAT\_PINHO identisch. Bei allen



drei Profilen bildet sich eine leichte Falte. Dieses Verhalten entspricht dem Experiment. Bereits nach 5ms kommt es bei \*MAT\_CAMANHO zu ersten Elementerosionen im Bereich des Impaktors. Nach 10ms wachsen die Falten von \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_058c und \*MAT\_PINHO deutlich an. Auch hier entspricht das Verhalten dem des Experiments. Bei \*MAT\_CAMANHO setzt sich die Elementerosion weiter fort. Nach 20ms knickt das Profil bei \*MAT\_054 verstärkt innerhalb der Falte ein. Bei \*MAT\_058c ist die Falte weiter angewachsen. Bei \*MAT\_PINHO zeigen sich nach 20ms erste Elementerosionen an den Kanten. Nach genauer Untersuchung der Hutprofile (Experiment) konnten an den Kanten neben starker Delamination ebenfalls Risse im Laminat festgestellt werden. Bei \*MAT\_CAMANHO sind nach 20ms die Seitenelemente des Hutprofils im Bereich des Impaktors vollständig gelöscht worden.

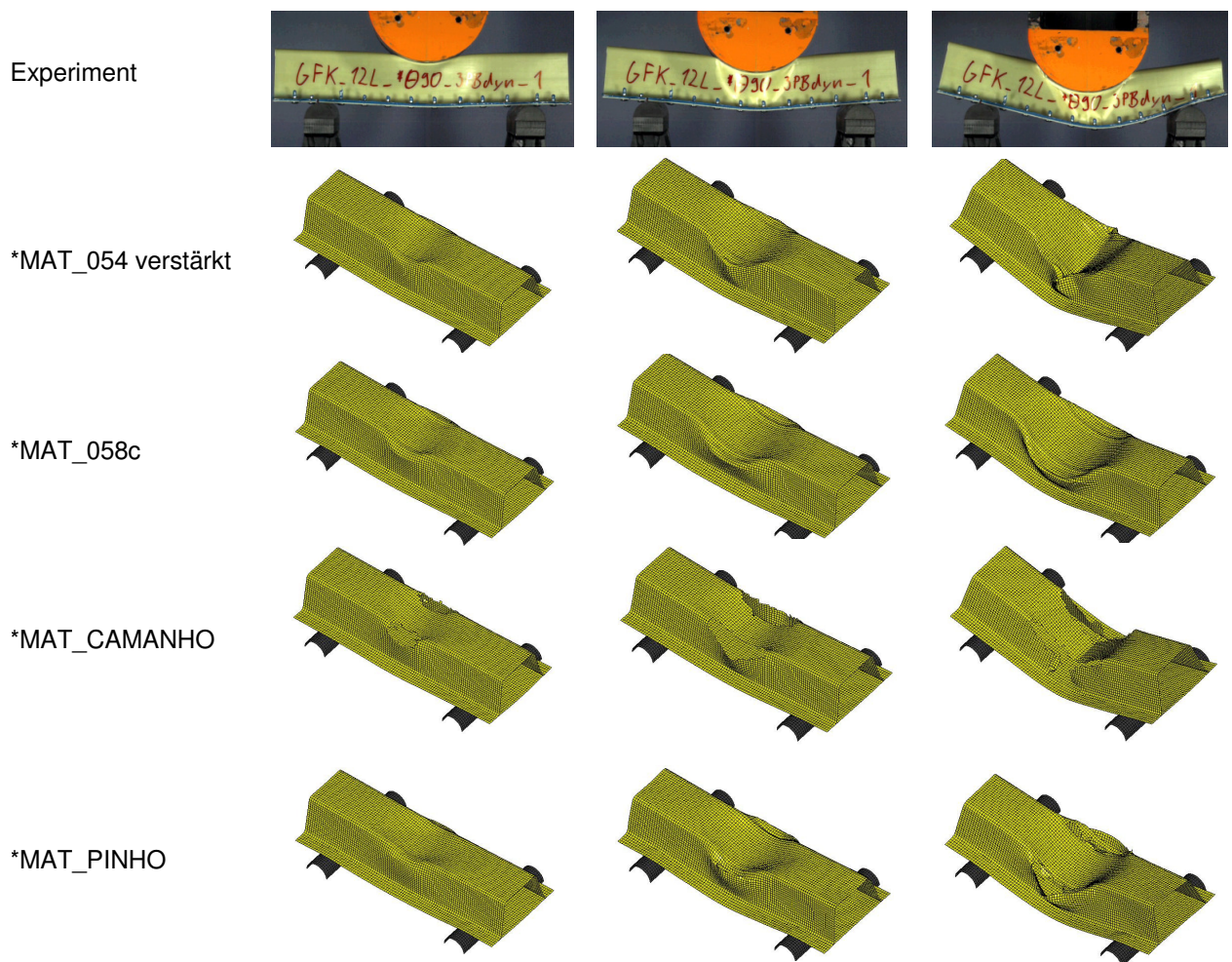


Abbildung 6.20: Darstellung der Verformung der GFK-Hutprofile nach 5ms (links), 10ms (Mitte) und 20ms (rechts) für den Lastfall 3-Punkt-Biegung



## Stauchversuch

Der aktuelle Implementierungsstatus der UMAT's (\*MAT\_CAMANHO und \*MAT\_PINHO) lässt eine Darstellung des Stauchversuchs an monolithischen FVK-Doppelhutprofilen nicht zu. Diese UMAT's können nicht auf alle in LS-DYNA hinterlegten Routinen für die Berechnung zurückgreifen. Eine dieser Routinen stellt die Ausbildung einer sogenannten Crashfront dar, wie sie für die Simulation von Stauchversuchen benötigt wird.

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Materialmodelle von \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c mit dem experimentellen Ergebnis verglichen (siehe Abb. 6.21). Die Maximalkraft bei Erstversagen stimmt in der Simulation für \*MAT\_054 verstärkt mit dem Experiment überein. Für \*MAT\_058c liegt das Kraftniveau ca. 22% über dem Kraftniveau des Experiments. Das Versagensverhalten in Form der Oszillationen kann weder durch \*MAT\_054 verstärkt noch durch \*MAT\_058c in eine völlige Übereinstimmung mit dem Experiment gebracht werden. Die Extrema der Oszillationen fallen, verglichen mit dem Experiment, für \*MAT\_054 verstärkt bis auf eine Ausnahme geringer aus. Während die Maxima bei \*MAT\_058c tendenziell gut mit dem Experiment übereinstimmen liegen die Minima deutlich unter den experimentellen Werten. Daraus ergibt sich für die Simulation mit \*MAT\_058c eine Schwankungsbreite die oberhalb des Experiments liegt. Für \*MAT\_054 verstärkt liegt diese nur leicht oberhalb des Experiments (vgl. Tabelle 6.3).

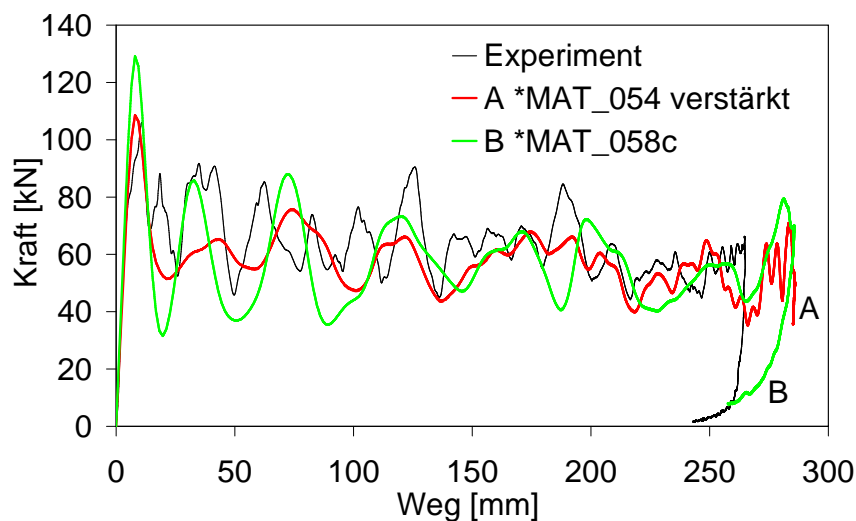


Abbildung 6.21: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des Fallturmversuchs unter Stauchbelastung für das  $(0^\circ/90^\circ)_{3s}$  GFK-Laminat

In Anbetracht der Modellierung in Form von 5mm x 5mm Schalenelementen kann jedoch von einer ausreichend guten Übereinstimmung gesprochen werden. Sowohl bei \*MAT\_054 verstärkt als auch bei \*MAT\_058c liegt das mittlere Kraftniveau ca. 10% unter dem des Experiments. Dies führt zu einer um ca. 5% höheren Intrusion der Simulation. Die Abweichung der spezifischen Energie zwischen Simulation und Experiment beträgt ca. 5%.

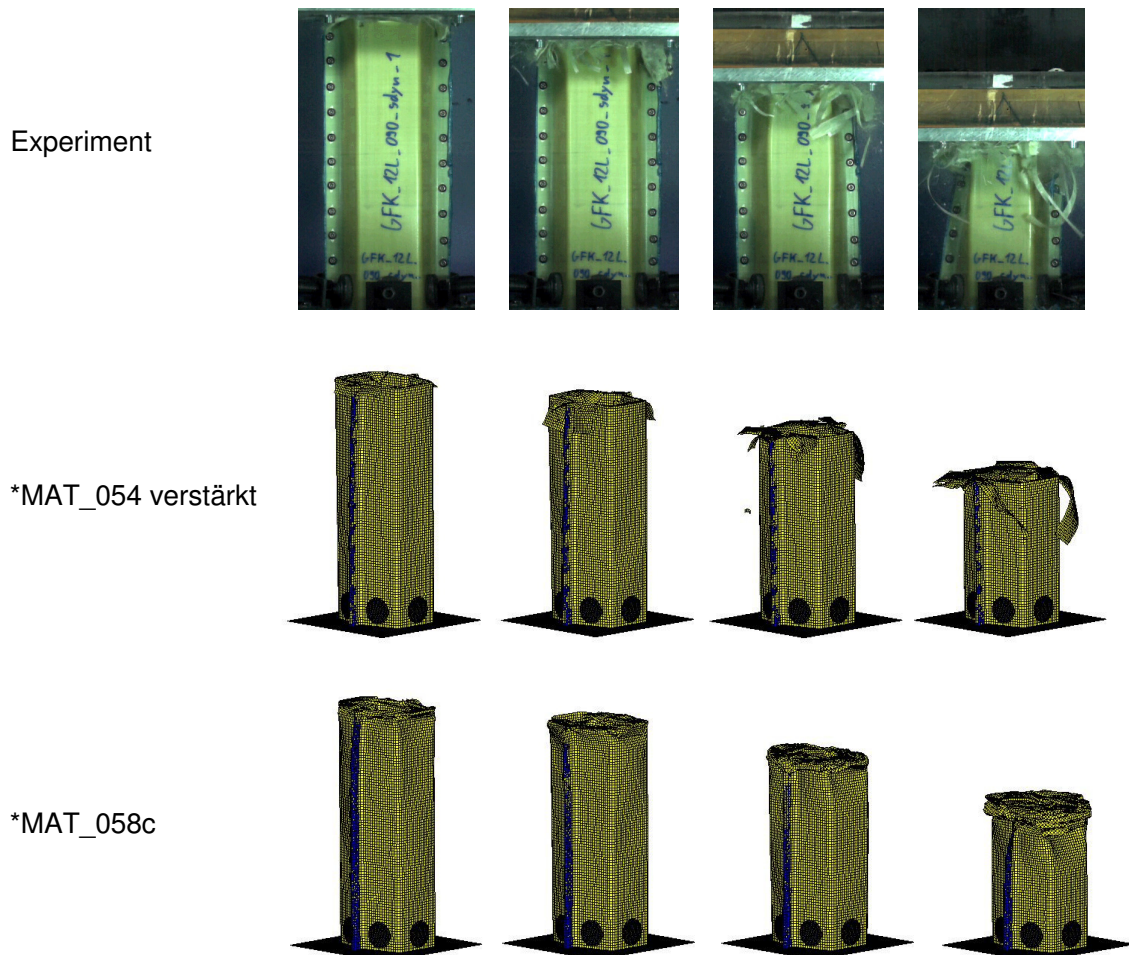


Abbildung 6.22: Darstellung der Verformung der GFK-Hutprofile von links nach rechts für 5ms, 10ms, 20ms und 40ms für den Lastfall Stauchung

In Abbildung 6.22 ist ein qualitativer Vergleich des Versagensverhaltens zwischen Simulation und Experiment gegeben. Wie im Experiment kommt es in der Simulation mit \*MAT\_054 verstärkt zu einem Aufreißen des Profils an den Kanten. Es bilden sich einzelne Laminatstreifen aus. Diese sind im Experiment etwas feiner als in der Simulation. Das Schadensbild der Experimente kann durch die Simulation mit \*MAT\_058c nur teilweise wiedergegeben werden. Im Gegensatz zu \*MAT\_054 verstärkt kommt es bei \*MAT\_058c nicht zum Einreißen an den Flanken und somit auch nicht zur Ausbildung von Laminatstreifen. Stattdessen wird das Laminat zusammengeknüllt.

In Tabelle 6.3 sind die Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment dargestellt.

	Experiment	*MAT_054 verstärkt	*MAT_058c
max. Kraft [kN]	106,0	108,6	129,2
mittl. Kraft [kN]	64,3	58,0	57,0
Schwankungsbreite Kraft [kN]	61,6	73,0	97,7
max. Weg [mm]	264,7	278,5	276,3
spez. Energie [kJ/kg]	20,7	19,6	19,8
Lastgleichförmigkeit [-]	1,65	1,87	2,27

Tabelle 6.3: Überblick der Kennwerte aus den Simulationen mit dem Experiment sowie deren Abweichungen für den Lastfall Stauchung

## 6.2 Simulation und Modellierung der Klebung

Im Rahmen des Forschungsprojekts FOSTA [2] wurde eine Methode zur numerischen Berechnung von geklebten Automobilstrukturen unter Crashbeanspruchung erarbeitet. Hierfür erschien es als sinnvoll, das elastisch-plastische und das visko-plastische Versagen sowie den Versagensfortschritt zu betrachten.

In diesem Zusammenhang wurden notwendige Werkstoff-, Versagens- und Ersatzmodelle weiterentwickelt. In kommerziellen FE-Programmen stehen Kontakt- und Constraint-Formulierungen zur Darstellung des Verformungs- und Versagensverhaltens von Klebeverbindungen standardmäßig zur Verfügung. Nach Aussage von Sun et al. [2] kommt es bei diesen Formulierungen in der Regel jedoch zu einer Überschätzung der Steifigkeit. Aus diesem Grund kommen die Autoren zu der Schlussfolgerung, dass für eine flexible Elementierung in Verbindung mit vertretbaren Rechenzeiten die Modellierung von Klebeverbindungen durch Volumenelemente für die Crashsimulation des Gesamtfahrzeugs Anwendung finden sollten.

Basierend auf den Erkenntnissen von Andrieux et. al. [2] und Feucht [55] erfolgt die Modellierung der Klebeschicht durch Volumenelemente. Die Untersuchungen im Rahmen des FOSTA-Berichts haben gezeigt, dass sich die Mehrachsigkeit bei einer Schichtdicke des Klebstoffs von bis zu 2mm nicht signifikant ändert [2]. Aufgrund der geometrischen Dicken der Klebelemente von bis zu 2,7mm, die aus den verschiedenen Materialstärken der Metalle bzw. der Lamine resultieren, wird im Folgenden die validierte Materialkarte überprüft. Die geometrischen Materialdicken, die der halben Probendicke entsprechen, variieren zwischen 1,675mm (1,35mm Stahl mit 2,0mm Laminat) und 2,7mm (3mm Aluminium mit 2,4mm Laminat). Aus diesem Grund wird die Konfiguration der originalen Auslegung (1,55mm geometrische Dicke) mit der größten Materialstärkenkombination (2,7mm) überprüft. Entscheidend für den

Einsatz einer einzigen Materialkarte ist die Unabhängigkeit der geometrischen Klebedicken der Solidelemente.

In Abbildung 6.23 ist die geometrische Klebedicke ( $t_G$ ) erläutert. Die Elementdicke der Klebeschicht wird durch den Abstand der Mittelebenen der Klebpartner definiert.

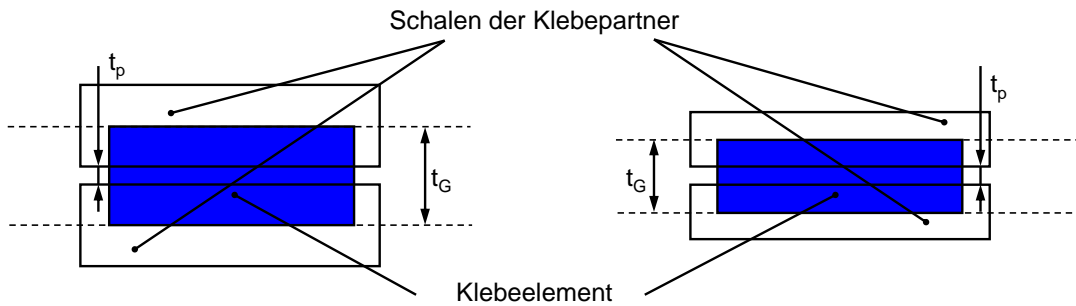


Abbildung 6.23: Klebedicken für verschiedene Schalendicken der Klebpartner

Somit entspricht die geometrische Dicke der Klebelemente dem Abstand der Mittelebenen zueinander. Die physikalische Klebeschichtdicke  $t_P$  ist gleich dem Abstand der Klebpartnerelemente zueinander. Diese wird direkt in die Materialkarte des Klebers eingetragen. Die folgenden Untersuchungen wurden durchgeführt, um eine Unabhängigkeit der geometrischen Klebedicken für die in dieser Arbeit berücksichtigten anwendungsspezifischen Abstände der Mittelebenen zu überprüfen.

Die Validierung der Materialkarte basiert auf den von Hahn [2] entwickelten KSII-Zugproben mit den Zugwinkeln  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  sowie der Schälzugprobe. In Abbildung 6.24 sind die vernetzten Simulationsmodelle dargestellt.

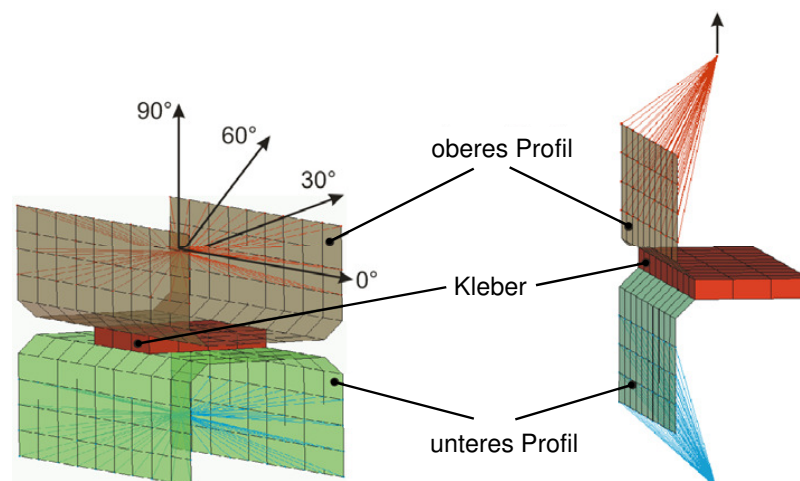


Abbildung 6.24: Modelle für die KSII-Proben (links) und der Schälzugprobe (rechts). Die Pfeile geben die verschiedenen Zugrichtungen an den oberen Profilhälften an. Die unteren Profile sind fixiert.

Die Unabhängigkeit der betrachteten Klebstoffdicken wird anhand eines Vergleichs der Simulation mit einer modellierten geometrischen Klebstoffdicke von 1,55mm (Original) und der maximalen geometrischen Klebstoffdicke aus den Untersuchungen dieser Arbeit von 2,7mm für den Schälzugversuch belegt (vgl. Abb. 6.25).

Die Kennwerte der Materialkarte bleiben dabei unverändert. Die experimentellen Kurven dienen als Referenz für die Qualität der Ergebnisse aus der Simulation. Es zeigt sich, dass die Simulationen bis zu einem Deformationsweg von 2,4mm identisch sind. Oberhalb einer Verformung von 2,4mm kommt es zu leichten Diskrepanzen zwischen der Simulation mit der geometrischen Dicke von 1,55m und der geometrischen Dicke von 2,7mm.

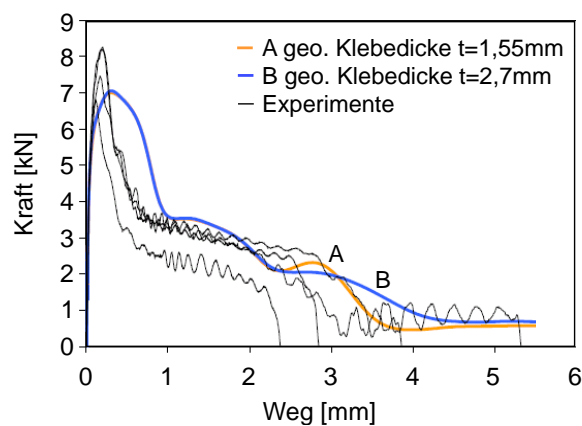
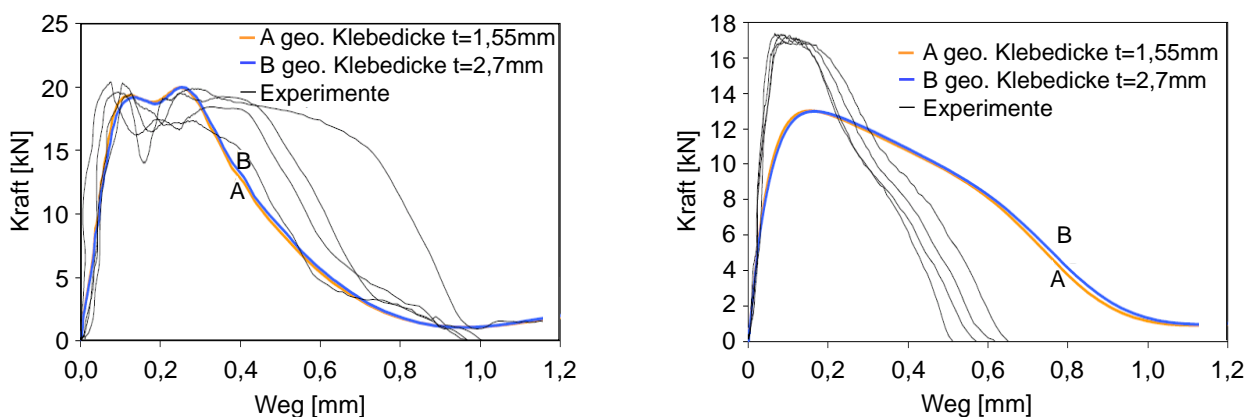


Abbildung 6.25: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des Schälzugversuchs

In den Abbildungen 6.26 folgt ein Vergleich der Simulationen mit Originalkonfiguration (1,5mm geometrische Materialdicke) und der maximalen Materialstärkenkombination von 2,7mm für die KSII-Proben mit den Winkeln  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$ .



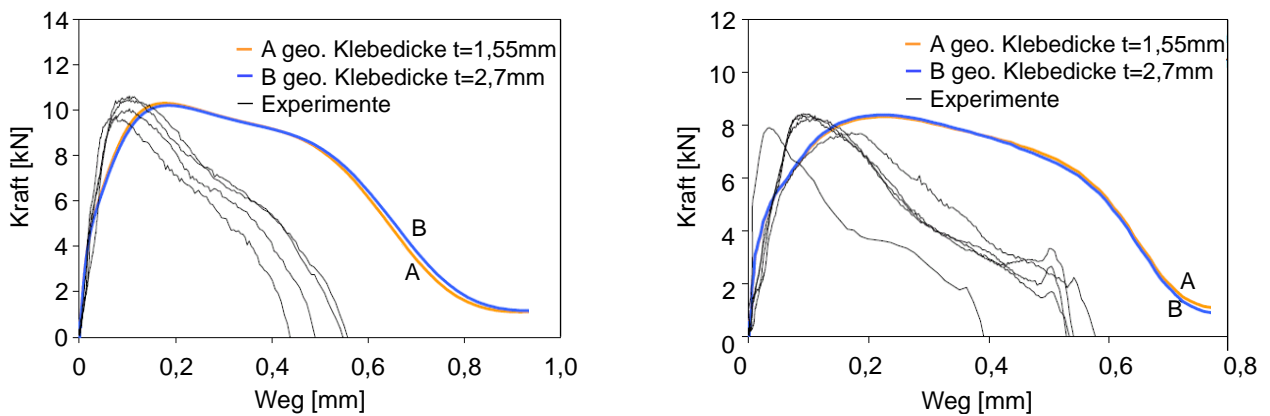


Abbildung 6.26: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation: oben links KSII-0°, oben rechts KSII-30°, unten links KSII-60° und unten rechts KSII-90°

Wie zuvor bei den Schälzugversuchen sind die Ergebnisse aus den Simulationen den experimentellen Kurven gegenübergestellt. Ein Vergleich der Simulationen mit geometrischer Dicke von 1,55 mm und 2,7 mm zeigt für alle Simulationen einen identischen Verlauf.

Die oben dargestellten Vergleiche zeigen, dass eine Anpassung der Materialkarte für die Klebeschicht der betrachteten Materialdicken des Klebers nicht notwendig ist.

## 6.3 Simulation hybrider Elementar- und bauteilähnlicher Proben

Die FEM-Modelle zur Simulation der hybriden Elementar- und bauteilähnlichen Proben bestehen aus drei Schichten. Sowohl die Laminatschicht als auch die Metallschicht wird durch Schalenelemente modelliert. Der Abstand der beiden Schichten resultiert aus den jeweiligen Schichtdicken von Laminat und Metall sowie dem Klebspalt. Die Klebelemente werden, wie in Abbildung 6.23 dargestellt, mit den Mittelebenen der beiden Schichten über eine Kontaktformulierung miteinander verbunden.

### 6.3.1 Simulation der hybriden Elementarproben

In Abbildung 6.27 sind die hybriden FEM-Modelle der Elementarproben dargestellt. Die Verstärkung des Metallkörpers erfolgt analog zu den Experimenten auf einer Seite. Im Fall der 3-Punkt-Biegeprobe befindet sich die FVK-Verstärkung auf der Unterseite der Probe, also auf der Zugseite.



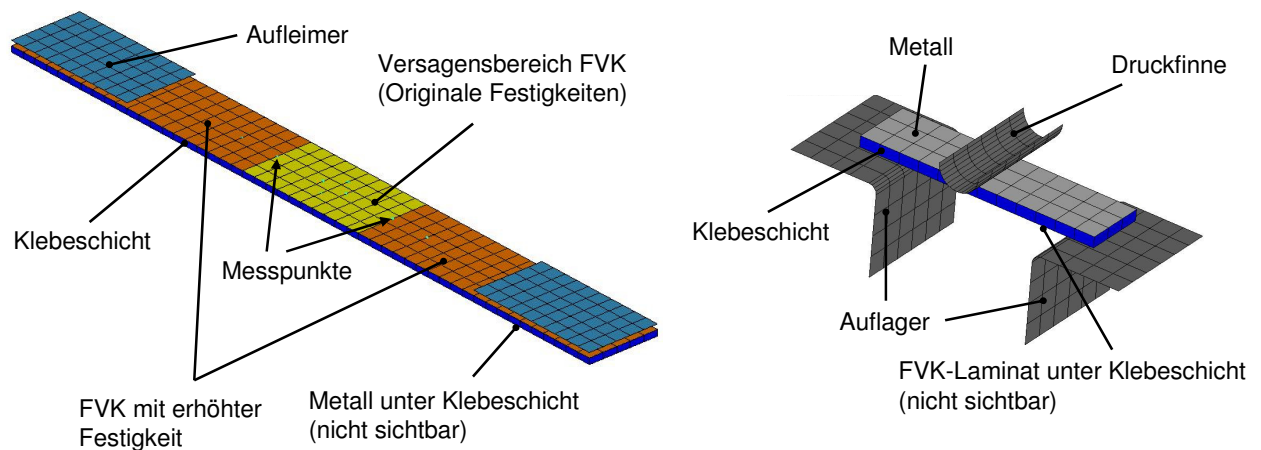


Abbildung 6.27: FEM-Modelle der hybriden Elementarproben: Zugversuchsprobe (links), 3-Punkt-Biegeprobe (rechts)

Um ein gezieltes Zugversagen in der Simulation zu gewährleisten, besitzt wie zuvor die monolithische FVK-Probe auch die hybride Probe einen „Triggerbereich“ (gelber Bereich) für das Laminat. Die Krafteinleitung erfolgt auf der Laminatseite über Aufleimer, auf der Metallseite wurden keine Aufleimer appliziert.

### Zugversuch

Ein Vergleich der maximalen Festigkeit unter Zugbelastung zwischen Experiment und Simulation, in Abhängigkeit des Laminats, ist für die GFK-Stahlproben in Abbildung 6.28 gegeben. Für die hybriden Proben mit den Lagenorientierungen  $0^\circ$ ,  $0^\circ/45^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $90^\circ/45^\circ$  zeigen alle Materialmodelle eine gute Übereinstimmung der maximalen Festigkeit, verglichen mit der mittleren maximalen Festigkeit aus dem Experiment. Die maximale Festigkeit des  $\pm 45^\circ$ -Laminats kann durch kein Materialmodell in ausreichender Genauigkeit wiedergegeben werden.

Für die  $0^\circ/90^\circ$ -verstärkte GFK-Stahlprobe erzielen die Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c, wie zuvor die reinen GFK-Proben, ebenfalls gute Ergebnisse. Bei den beiden UMAT's, \*MAT\_CAMANHO und \*MAT\_PINHO kommt es aufgrund des konservativen Versagensverhaltens der  $90^\circ$ -Lagen frühzeitig zum Bruch dieser Lagen. Dieses Verhalten führt wiederum zu Instabilitäten in der Simulation und zum frühzeitigen Totalversagen der Probe, analog zu der reinen GFK-Probe.

Wie zuvor bei den monolithischen GFK-Proben können die Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c das Versagensverhalten aufgrund der Implementierung (\*MAT\_054 verstärkt) bzw. der numerischen Anpassung (\*MAT\_058c) nicht in angemessener Weise abbilden. Das Versagen der Elemente der beiden UMAT's resultiert, wie zuvor bei der  $0^\circ/90^\circ$ -Probe, aus dem Versagen der Matrix.

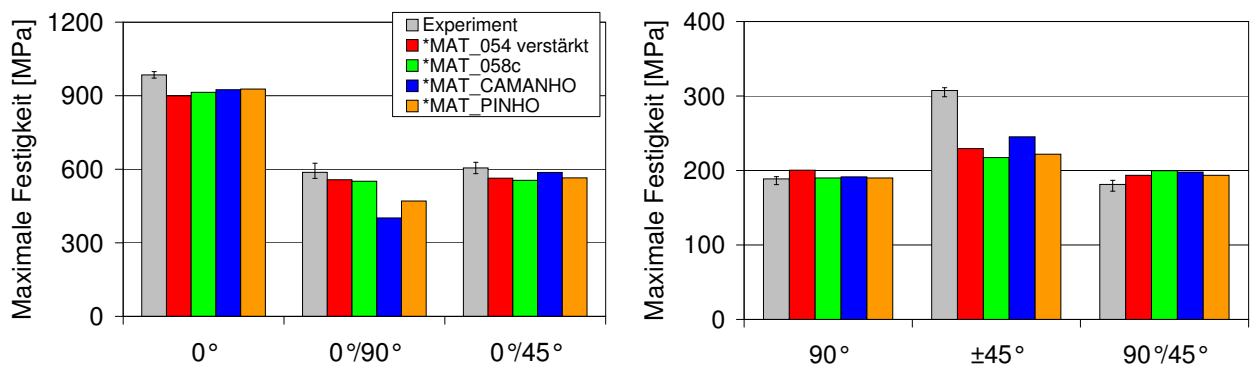


Abbildung 6.28: Vergleich zwischen Experiment und Simulation bezüglich der maximalen Festigkeit bei Zugbelastung 0°-dominierter Laminats (links) und 90°-dominierter Laminats (rechts) für GFK/Stahl

Die Spannungs-Dehnungs-Verläufe der 0°/90°- und 0°/45°-verstärkten GFK-Stahlprobe sind in Abbildung 6.29 dargestellt. Für beide Laminatorientierungen können die Materialmodelle den elastischen Bereich der Hybridprobe analog zu dem Experiment abbilden. Der Übergang des elastischen in das plastische Materialverhalten entspricht ebenfalls dem Experiment. Im weiteren Verlauf der Versuche kommt es zu einer leichten Überbewertung der Steifigkeit. Dies führt dazu, dass die maximale Dehnung nicht erreicht werden kann. Ursache für die zu hohe Steifigkeit in der Simulation ist die nicht korrekte Darstellung der Vorschädigungen in der Hybridprobe, die zu einer leichten Abschwächung des Verlaufs führen.

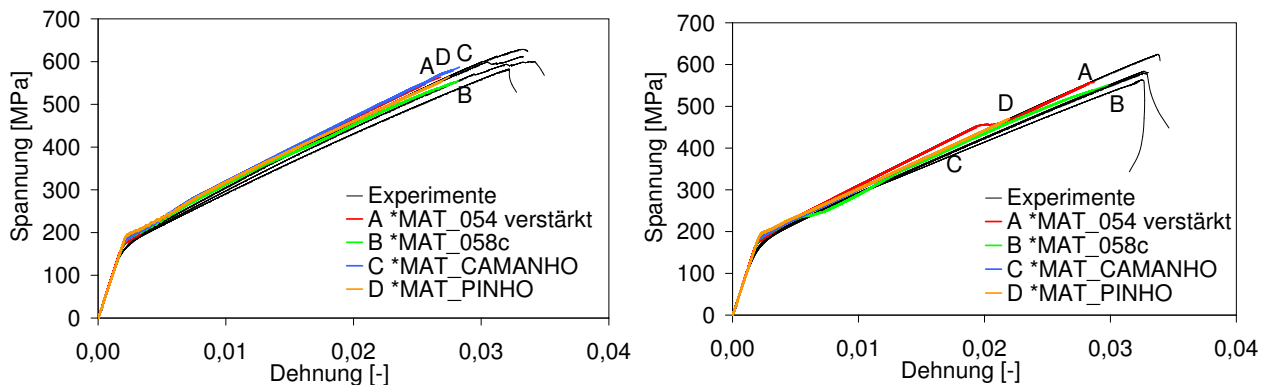


Abbildung 6.29: Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation der Zugbelastung des 0°/45°-Laminats (links) und des 0°/90°-Laminats (rechts) für GFK/Stahl

Mit Ausnahme der ±45°-verstärkten Stahlprobe zeigen Experiment und Simulation der CFK-Stahlproben eine gute Übereinstimmung der maximalen Festigkeiten (vgl. Abb. 6.30).



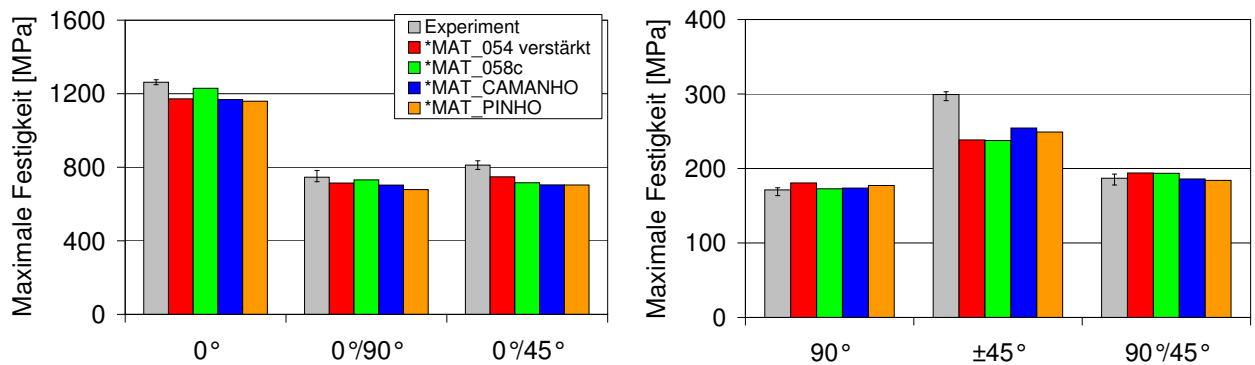


Abbildung 6.30: Vergleich zwischen Experiment und Simulation bezüglich der maximalen Festigkeit bei Zugbelastung  $0^\circ$ -dominierter Laminat (links) und  $90^\circ$ -dominierter Laminat (rechts) für CFK/Stahl

Tendenziell liegen die maximalen Festigkeiten der  $0^\circ$ -dominierten CFK-Stahlproben in der Simulation unter jenen des Experiments. Für die  $90^\circ$ -dominierten CFK-Stahlproben ist das Verhalten umgekehrt (ausgenommen die  $\pm 45^\circ$ -verstärkte Stahlprobe). Die Abweichungen liegen für alle Materialmodelle unter 10%.

Die Simulation der  $\pm 45^\circ$ -verstärkten Stahlprobe führt bei allen Materialmodellen zu einem vorzeitigen Versagen des Laminats durch Matrixbruch.

Die nähere Betrachtung der Spannungs-Dehnungs-Verläufe der CFK-Stahlproben für das  $0^\circ/45^\circ$ -Laminat und das  $0^\circ/90^\circ$ -Laminat zeigt, dass die Festigkeit der Hybridproben durch die Simulation im elastischen Bereich überbewertet ist (vgl. Abb. 6.31).

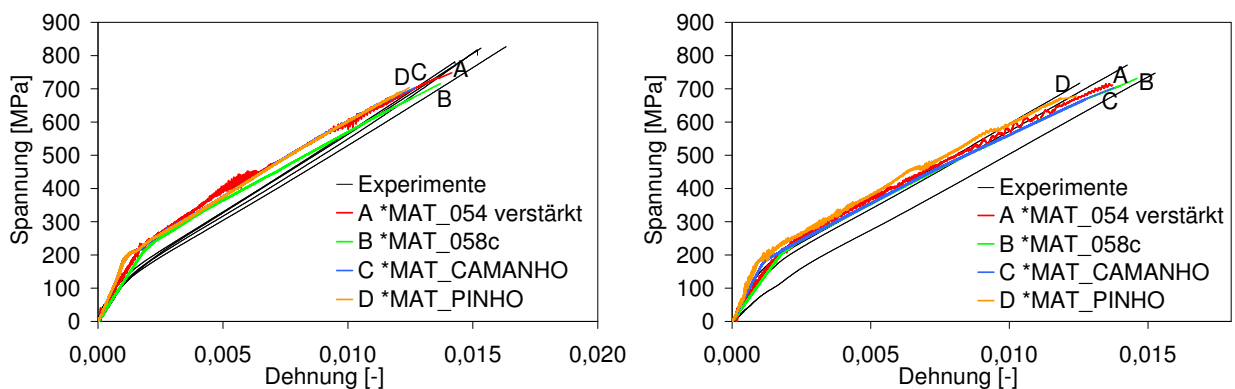


Abbildung 6.31: Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation der Zugbelastung des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats (links) und des  $0^\circ/90^\circ$ -Laminats (rechts) für CFK/Stahl

Dies führt zu einer erhöhten Festigkeit beim Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich des Stahls aller Materialmodelle. Die Steifigkeit ist während der Plastifizierung des

Stahls geringer, verglichen zum Experiment. Dies führt zu Versagensdehnungen, die größtenteils für alle Materialmodelle innerhalb des Streubereichs der Experimente liegen.

### 3-Punkt-Biegeversuch

Im Gegensatz zu den Zugversuchen zeigt der Vergleich der maximalen Festigkeiten zwischen Simulation und Experiment für die 3-Punkt-Biegebelastung der GFK-Stahlproben teilweise größere Abweichungen (vgl. Abb. 6.32). Dieses Verhalten konnte bereits bei den reinen GFK-Untersuchungen festgestellt werden. Während die Ursache bei den reinen GFK-Proben durch Delaminationen hervorgerufen wird, kommt bei den hybriden Proben noch zusätzlich das Versagen der Klebeschicht hinzu. Allerdings zeigt sich ebenfalls eine deutlich größere Streubreite der experimentellen Ergebnisse. Dies hat zur Folge, dass die Abweichungen der Simulation zu den maximalen Festigkeiten der Experimente relativ gering sind unter Berücksichtigung des Streubereichs der maximalen Spannungen der Experimente.

Allgemein kann jedoch festgestellt werden, dass die maximalen Festigkeiten der Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_CAMANHO das Verhalten aller Lamine gut wiedergeben können. Dieses Verhalten konnte teilweise bereits bei den reinen GFK-Simulationen festgestellt werden. Die Materialmodelle \*MAT\_058c und \*MAT\_PINHO versagen bei Festigkeiten, die häufig über den experimentellen Festigkeiten liegen.

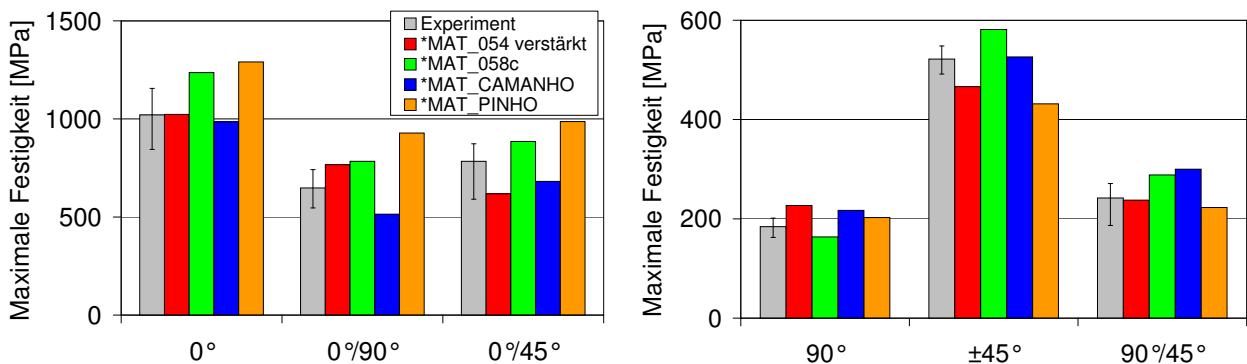


Abbildung 6.32: Vergleich zwischen Experiment und Simulation bezüglich der maximalen Festigkeit bei 3-Punkt-Biegebelastung 0°-dominierter Lamine (links) und 90°-dominierter Lamine (rechts) für GFK/Stahl

Bei Betrachtung der Spannungs-Dehnungs-Verläufe der 0°/45°-verstärkten GFK-Stahlproben fällt zunächst auf, dass die Steifigkeiten der Hybridproben aus der Simulation in guter Korrelation zu den Experimenten stehen (vgl. Abb. 6.33). Während die beiden Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_CAMANHO das Versagensverhalten der 0°/45°-verstärkten GFK-Stahlproben trotz korrekter Versagensmoden sehr konservativ beschreiben, kommt es bei \*MAT\_PINHO zu einer hohen Bruchdehnung. Für \*MAT\_PINHO konnte eine

ähnliche Tendenz bereits bei den reinen GFK-Proben festgestellt werden. Das gleiche Verhalten zeigt sich bei den  $0^\circ/90^\circ$ -verstärkten GFK-Stahlproben. Im Vergleich zum Experiment weisen die beiden Materialmodelle, \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c, eine etwas zu hohe Steifigkeit auf. Dies führt zu einer leicht höheren Bruchfestigkeit als im Experiment.

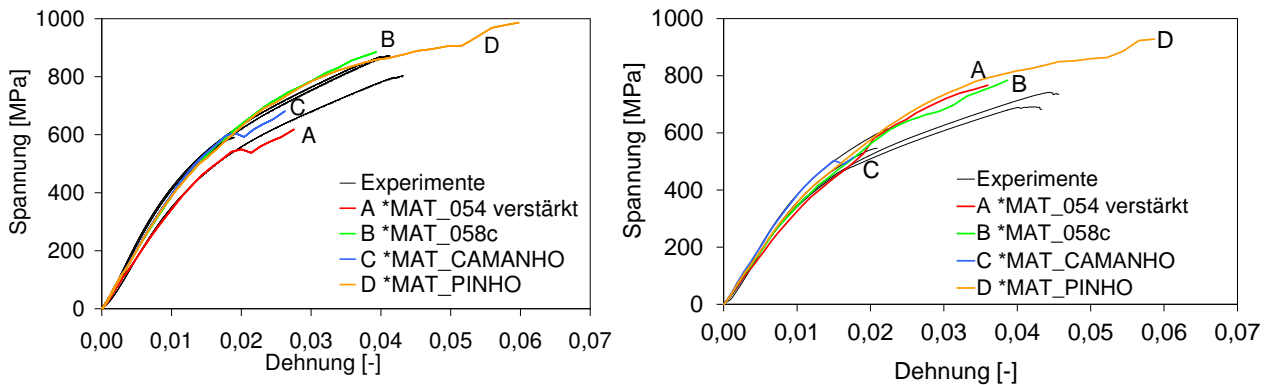


Abbildung 6.33: Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation der 3-Punkt-Biegebelastung des  $0^\circ/45^\circ$ -Laminats (links) und des  $0^\circ/90^\circ$ -Laminats (rechts) für GFK/Stahl

In Abbildung 6.34 ist der Vergleich zwischen Simulation und Experiment der maximalen Festigkeiten für die CFK-Stahlproben dargestellt. Die  $0^\circ$ -dominierten Hybridproben stimmen im Rahmen der Streuungen der Experimente gut mit der Simulation aller Materialmodelle überein. Lediglich \*MAT\_054 verstärkt weist eine etwas zu hohe Festigkeit im Bereich von 7% auf.

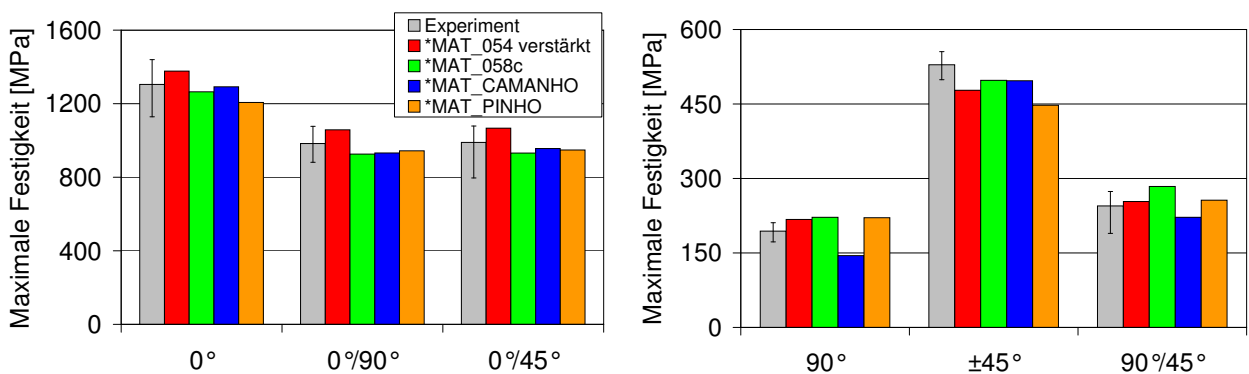


Abbildung 6.34: Vergleich zwischen Experiment und Simulation bezüglich der maximalen Festigkeit bei 3-Punkt-Biegebelastung  $0^\circ$ -dominierter Laminare (links) und  $90^\circ$ -dominierter Laminare (rechts) für CFK/Stahl

Wie zuvor bei den reinen CFK-Proben ist die maximale Festigkeit des Materialmodells nach Camanho der  $90^\circ$ -verstärkten Stahlprobe zu gering. Ein ähnliches Verhalten zeigt auch die

90°/45°-verstärkte Probe. Die Elemente werden aufgrund von Matrixversagen frühzeitig gelöscht. Für die Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_058c sowie \*MAT\_PINHO liegen die Abweichungen der 90°-dominierten CFK-Stahlproben unter 10%. Eine Ausnahme bildet die Simulation der  $\pm 45^\circ$ -verstärkten Probe mit \*MAT\_PINHO. In der Probe tritt Matrixversagen in allen Schichten auf. Des Weiteren ist die maximale Festigkeit der 90°/45°-verstärkten CFK-Stahlprobe für die Simulation mit \*MAT\_058c überbewertet. Dieses Versagensverhalten ist für \*MAT\_058c analog zu jenem der reinen CFK-Probe.

In Abbildung 6.35 sind die Ergebnisse der CFK-Stahlprobekörper dargestellt. Die Steifigkeiten der Hybridproben können durch alle Materialmodelle für beide Verstärkungslamine im Rahmen der experimentellen Streuung gut beschrieben werden. Lediglich bei \*MAT\_054 verstärkt wird die Degradation durch den eintretenden Schaden im Laminat zu konservativ beschrieben, was zu der bereits erwähnten erhöhten Festigkeit führt. Die Versagensdehnung der Materialmodelle \*MAT\_058c und \*MAT\_PINHO liegen geringfügig außerhalb des Streubereichs der Experimente.

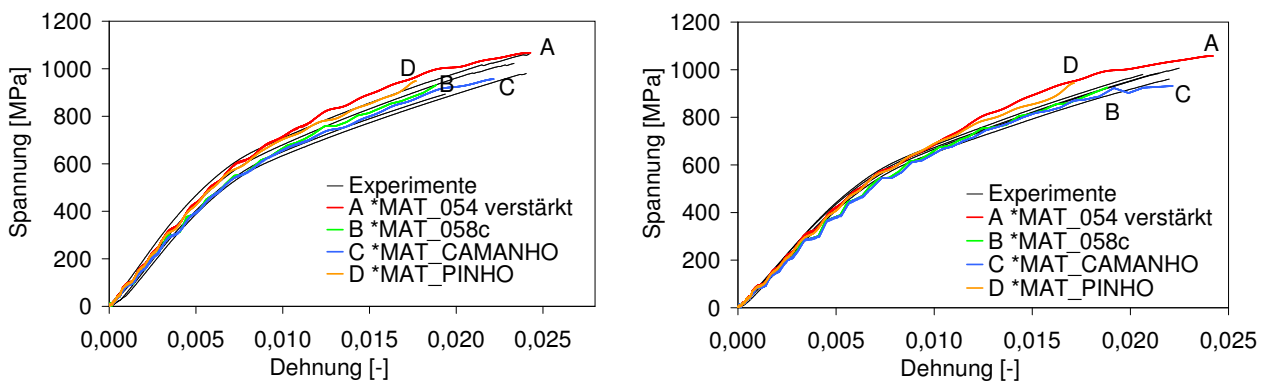


Abbildung 6.35: Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation der 3-Punkt-Biegebelastung des 0°/45°-Laminats (links) und des 0°/90°-Laminats (rechts) für CFK/Stahl

Aufgrund des sehr ähnlichen Versagensverhaltens der FVK-Aluminiumprobekörper wird auf die Simulation der Elementarproben an dieser Stelle nicht näher eingegangen.

### 6.3.2 Simulation der hybriden bauteilähnlichen Strukturen

In diesem Kapitel wird die Anwendung der auf Elementarprobenbasis validierten Materialkarten untersucht. Ein detaillierter Vergleich von Simulation und Experiment dient der Aussage über die Prognosefähigkeit der Materialmodelle sowie der Modellierung der FEM-Modelle, bevor in einem letzten Schritt Simulationen an Bauteilen durchgeführt werden. Die

Materialkarten werden aus den vorangegangenen Untersuchungen ohne Änderungen übernommen. Damit wird die Übertragbarkeit der Materialmodelle auf bauteilähnliche Hybridstrukturen bzw. Bauteile überprüft. In diesem Zusammenhang werden die Metallstrukturen mit GFK verstärkt und unter 3-Punkt-Biegebelastung sowie Stauchbelastung getestet. Der Lagenaufbau wurde bereits in Kapitel 5.4.2 beschrieben.

### 3-Punkt-Biegeversuch

Die Kraft-Weg-Verläufe des 3-Punkt-Biegeversuchs der GFK-Stahlstrukturen sind in Abbildung 6.36 dargestellt. Die Steifigkeit der Simulationen im Bereich des ersten Kraftanstiegs steht in guter Übereinstimmung mit dem Experiment. Das Erstversagen wird durch die Simulation etwas zu konservativ beschrieben. Dies tritt bereits bei ca. 60kN ein, während es im Experiment erst bei einer Last von ca. 75kN zu einem Versagen der Struktur kommt. Die Beschreibung des post-buckling Verhaltens in Form der alternierenden Nachgiebigkeiten durch das Ausbeulen der Struktur kann in der Simulation nicht exakt beschrieben werden. Das Kraftniveau am Ende des Versuchs wird durch die Simulation nicht ganz erreicht. Aus diesem Grund ist der maximale Intrusionsweg der Simulation etwas höher als im Experiment. In Bezug auf die maximale Intrusion können alle vier Materialmodelle das Versagensverhalten in angemessener Genauigkeit wiedergeben.

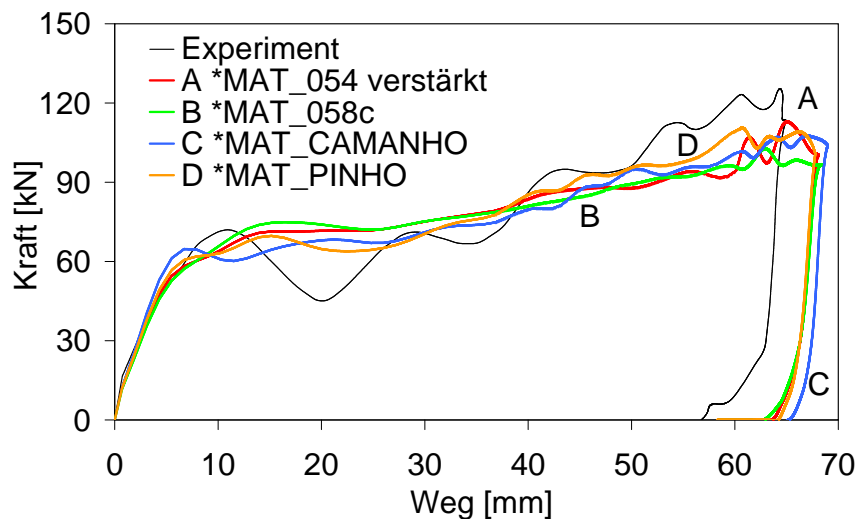


Abbildung 6.36: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des Fallturmversuchs unter 3-Punkt-Biegebelastung für die GFK-Stahlstruktur

Eine Analyse des Versagensverhaltens kann anhand von Abbildung 6.37 durchgeführt werden. Für die Untersuchungen wurde das Hutprofil nach dem Impaktversuch aufgeschnitten und mit den numerischen Modellen verglichen. Das Hutprofil aus dem Experiment zeigt Delaminationen in den Randbereichen der Impaktzone. Des Weiteren sind im Bereich der

Seitenwände Delaminationen festzustellen. Gleichzeitig kommt es zu lokalen Ablösungen der GFK-Verstärkung von der Stahlstruktur.

Für eine bessere Darstellung der Laminatschicht wurde die Klebeschicht der FEM-Modelle ausgeblendet. Es kann festgestellt werden, dass es weder bei \*MAT\_054 verstärkt noch bei \*MAT\_058c zu einer Erosion der Elemente kommt. Dies resultiert aus den getroffenen Einstellungen der in Kapitel 4.5.1 beschriebenen numerischen Parameter. Im Gegensatz dazu lassen sich starke Elementerosionen bei \*MAT\_CAMANHO erkennen. Die Erosionen zeichnen sich an den Stellen ab, an denen im Experiment die Delaminationen aufgetreten sind. Auch bei \*MAT\_PINHO kommt es zu Elementerosionen. Im Vergleich zu \*MAT\_CAMANHO sind diese jedoch deutlich geringer. Vergleicht man die beiden FEM-Modelle nach Pinho und Camanho mit dem Experiment, zeigt sich eine bessere Übereinstimmung des Versagensverhaltens bei \*MAT\_PINHO. Dies lässt sich ebenfalls am Kraft-Weg-Verlauf aus Abbildung 6.36 feststellen. Die stärkeren Elementerosionen bei Camanho führen zu einem um 2% höheren Intrusionsweg als bei Pinho.

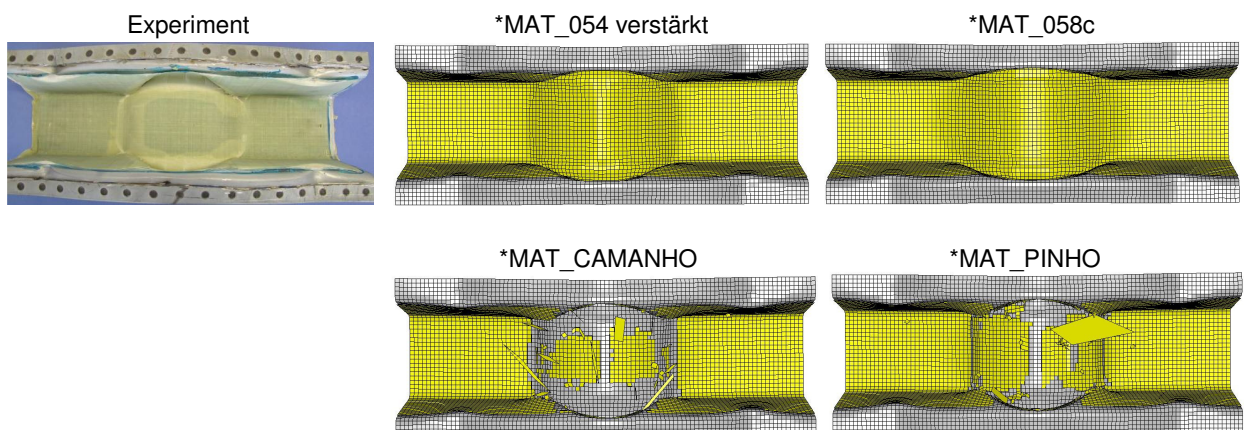


Abbildung 6.37: Vergleich zwischen Experiment und Simulation des Schadensbildes der GFK-Stahlstruktur für den Lastfall 3-Punkt-Biegung

In Tabelle 6.4 sind die Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment dargestellt.

	Experiment	054 verstärkt	058c	CAMANHO	PINHO
max. Kraft [kN]	125,4	113,0	102,9	107,7	110,8
max. Weg [mm]	65,0	67,4	67,8	68,3	67,1

Tabelle 6.4: Überblick der Kennwerte aus den Simulationen mit dem Experiment des Lastfalls 3-Punkt-Biegung für die GFK-Stahlstruktur

Die Kraft-Weg-Verläufe der GFK-Aluminiumstruktur sind in Abbildung 6.38 zu sehen. Die Steifigkeit des Experiments wird zu Beginn des Impakts von den Simulationen leicht unter-

bewertet. Dadurch kommt es in der Simulation bei einer ca. 5mm höheren Intrusion zum Erstversagen der Struktur. Der erste Kraftabfall kann durch die Simulation nicht wie im Experiment wiedergegeben werden. Dies führt zu einem leicht erhöhten Kraftniveau im Bereich von 20mm - 50mm Intrusionstiefe. Gegen Ende des Impaktversuchs stimmt das Kraftniveau zwischen Simulation und Experiment überein. Das zu hohe Kraftniveau zu Beginn der Simulation führt zu einer erhöhten Energieabsorption in diesem Bereich. Daraus ergibt sich ein ca. 5% geringerer maximaler Intrusionsweg, verglichen mit dem experimentellen Ergebnis. Die Abweichung der maximalen Kraft liegt bei allen Simulationen unter 3% im Vergleich zum Experiment.

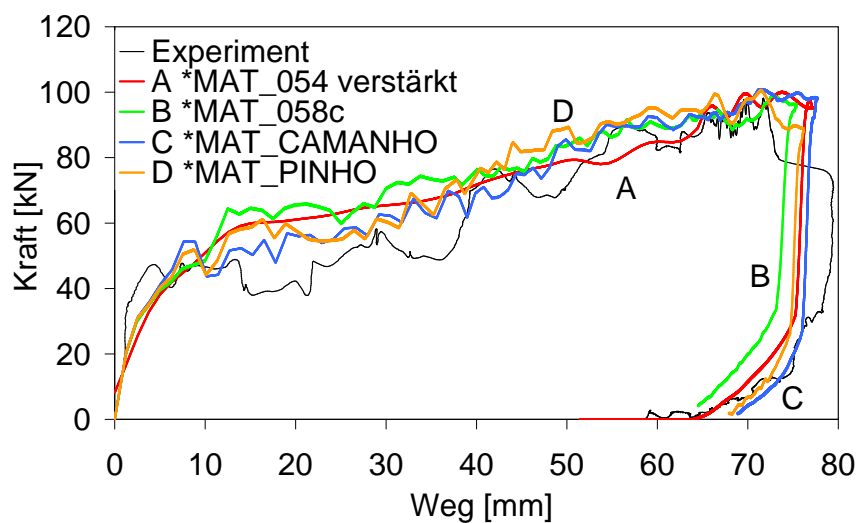


Abbildung 6.38: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des Fallturmversuchs unter 3-Punkt-Biegebelastung für die GFK-Aluminiumstruktur

Tabelle 6.5 gibt einen Überblick der Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment.

	Experiment	054 verstärkt	058c	CAMANHO	PINHO
max. Kraft [kN]	98,2	100,1	99,1	100,9	100,7
max. Weg [mm]	79,5	77,2	75,4	77,7	76,2

Tabelle 6.5: Überblick der Kennwerte aus den Simulationen mit dem Experiment des Lastfalls 3-Punkt-Biegung für die GFK-Aluminiumstruktur

### Stauchversuch

Der aktuelle UMAT-Status der Materialmodelle nach Pinho und Camanho lässt die Darstellung einer Crashfront nicht zu. Aus diesem Grund war die Simulation der reinen FVK-Hutprofile unter Stauchbelastung nur für die Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt und



\*MAT\_058c möglich. Im Fall der Hybridprofile wird die Crashfront jedoch maßgeblich durch die Metallstruktur bestimmt. Dies ermöglicht die Simulation der hybriden Strukturen neben \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c auch mit den beiden UMAT's.

Eine Zusammenfassung der Ergebnisse in Form von Kraft-Weg-Verläufen der GFK-Stahlprofile ist in Abbildung 6.39 zu finden. Generell zeigen Experiment und Simulation eine gute Übereinstimmung.

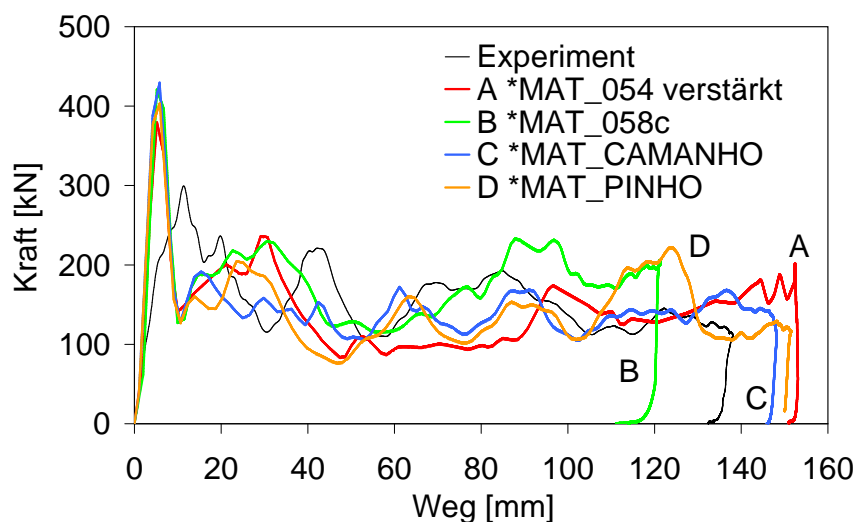


Abbildung 6.39: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des Fallturmversuchs unter Stauchbelastung für die GFK-Stahlstruktur

Die Abweichungen der maximalen Kraft bzw. der Steifigkeit des ersten Kraftanstiegs lassen sich durch Imperfektionen der Bauteile im Experiment sowie des Messaufbaus begründen. Im Experiment befinden sich dämpfende Elemente zwischen Prüfkörper und der Messvorrichtung. Die Kraftmessung in der FEM erfolgt direkt am Bauteil. Ein ähnliches Verhalten wurde in den Arbeiten von Ben [16], Holzapfel [64], [65], Kim [71] und Peter [100] beschrieben. Aufgrund dieses Effekts ist die Schwankungsbreite der Kraft sowie die Lastgleichförmigkeit der Simulation deutlich höher als im Experiment (vgl. Tabelle 6.6).

Der steilere Kraftanstieg zu Beginn des Impakts führt in der Simulation zu einer Verschiebung des zweiten Kraftmaximums in Richtung geringerer Intrusion im Vergleich zum Experiment. Bis auf \*MAT\_CAMANHO kann das Kraftniveau durch die Simulation in angemessener Genauigkeit wiedergegeben werden. Ab einer Intrusion von ca. 90mm liegt das Kraftniveau für \*MAT\_058c über dem des Experiments. Dieser Kraftanstieg ist in diesem Maß weder bei den restlichen Materialmodellen noch im Experiment festzustellen. Aus diesem Grund ist der maximale Intrusionsweg von \*MAT\_058c geringer als bei den restlichen Simulationen und dem Experiment.



Mit einer maximalen Abweichung der spezifischen Energieaufnahme und der mittleren Kraft von ca. 9% stimmen die Simulationen mit \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_CAMANHO und \*MAT\_PINHO gut mit dem Experiment überein. Bei \*MAT\_058c liegt die Abweichung für die spezifischen Energieaufnahme bei ca. 15% und die mittlere Kraft bei ca. 16%. Aufgrund der hohen Maximalkraft und dem vergleichsweise geringen mittleren Kraftniveau von \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_CAMANHO und \*MAT\_PINHO kommt es zu einer hohen Lastgleichförmigkeit, die bis zu 55% über dem des Experiments liegt. Des Weiteren führt die hohe Maximalkraft zu einer bis zu ca. 68% höheren Schwankungsbreite als im Experiment.

In Tabelle 6.6 sind die Kennwerte aus dem Experiment und den Simulationen zusammengefasst.

	Exp.	054 verstärkt	058c	CAMANHO	PINHO
max. Kraft [kN]	299,4	379,7	421,0	429,5	403,4
mittl. Kraft [kN]	155,6	143,3	181,2	144,5	141,9
Schwankungsbreite Kraft [kN]	194,0	295,8	305,3	324,0	326,9
max. Weg [mm]	137,3	150,4	119,4	143,5	149,5
spez. Energie [kJ/kg]	21,7	19,8	24,9	20,7	19,9
Lastgleichförmigkeit [-]	1,92	2,65	2,32	2,97	2,84

Tabelle 6.6: Überblick der Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment des Lastfalls Stauchung für die GFK-Stahlstruktur

Die leichte Abweichung der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation lässt sich durch den Vergleich der Schadensbilder nach dem Impaktversuch erklären (vgl. Abb. 6.40). Um das Versagen im Laminat deutlicher zu erkennen, ist dieses jeweils separat dargestellt.

Die Simulation mit \*MAT\_054 verstärkt führt zu einem Aufreißen des GFK's sowie des Metalls. Dieses Verhalten entspricht in dieser ausgeprägten Form nicht dem Experiment. Lediglich eins der drei geprüften Profile zeigte im Experiment eine leicht eingerissene Kante (vgl. Abb. 6.40, rot eingekreist). Es resultiert jedoch kein Aufschälen der Struktur, wie es in der Simulation mit \*MAT\_054 verstärkt der Fall ist. Das beschriebene Versagensverhalten führt zu einer nicht optimalen Ausnutzung des Energieabsorptionspotentials der Hybridstruktur. Dadurch fällt das Kraftniveau nach Erreichen des ersten Kraftpeaks unter das Niveau des Experiments. Daraus resultiert wiederum ein erhöhter Intrusionsweg. Das charakteristische Falten der Hybridstruktur lässt sich mit \*MAT\_058c realistisch abbilden. Allerdings kommt es während des Versuchs zu keiner Elementerosion. Daraus resultiert ein erhöhtes Energieabsorptionsvermögen der Hybridstruktur. Dies erklärt den bereits angesprochenen Kraftanstieg ab einer Intrusionstiefe von 90mm. Ein Vergleich der beiden Simulationen mit

\*MAT\_CAMANHO und \*MAT\_PINHO lässt tendenziell eine stärkere Elementerosion bei \*MAT\_CAMANHO feststellen. Die typische Faltenbildung im Experiment kann durch beide Modelle abgebildet werden. Trotz der geringeren Elementerosion bei \*MAT\_PINHO ist die Intrusionstiefe größer verglichen mit \*MAT\_CAMANHO. Die Ursache dafür ist der starke Kraftabfall bei \*MAT\_PINHO bei einer Intrusionstiefe von ca. 130mm. Dieser Kraftabfall resultiert aus dem Einknicken der Hybridstruktur im Flanschbereich.

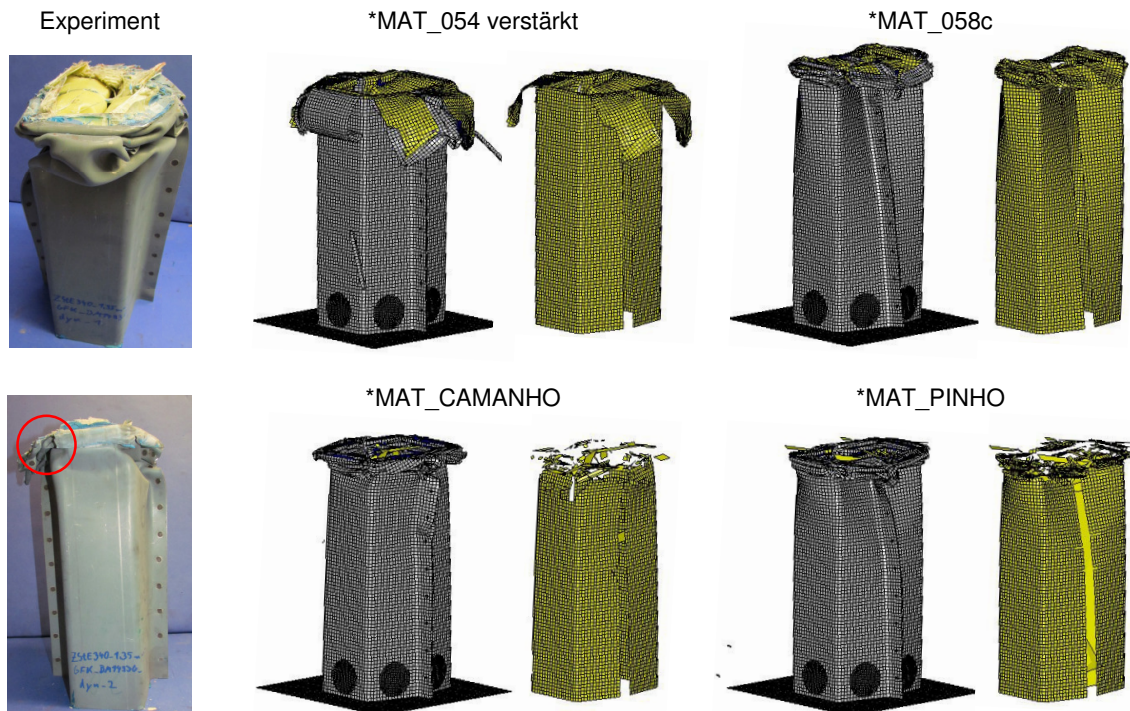


Abbildung 6.40: Vergleich zwischen Experiment und Simulation des Schadensbildes der GFK-Stahlstruktur für den Lastfall Stauchung (gesamte Probe jeweils links, Detaildarstellung der FVK-Verstärkung rechts)

Die Kraft-Weg-Verläufe der GFK-Aluminiumprofile zeigen ebenfalls eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation. Die leichten Abweichungen lassen sich wie folgt begründen:

- Der steilere Anstieg der Kraft in der Simulation resultiert aus dem FEM-Modell, das, verglichen mit dem Probekörper im Experiment, keine Imperfektionen aufweist. Des Weiteren kommen in der Simulation keine Effekte wie das Setzverhalten der Bauteile zum Tragen. Ein solches Verhalten konnte bereits von Ben [16], Holzapfel [64], [65], Kim [71] und Peter [100] beobachtet werden.
- Die Modelle nach Camanho bzw. Pinho zeigen eine gute Übereinstimmung des ersten Kraftpeaks mit dem Experiment. Ursache dafür ist das Versagen der obersten GFK-

Elemente. Dieses Versagen tritt für die beiden Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c nicht ein, wodurch es zu einem deutlich höheren Kraftniveau kommt.

- Im Experiment kommt es bei dem Profil zur Ausbildung zweier Falten, bevor es an den Kanten aufreißt. Dieses Verhalten wird durch die beiden geringeren Kraftpeaks beschrieben. In der Simulation bilden sich zwei größere Falten. Aufgrund der Initialisierung der Materialkarte kommt es zu keinem Aufreißen der Aluminiumstruktur.

Die Simulation der GFK-Aluminiumprofile durch \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c führt zu keinen Elementerosionen der GFK-Verstärkung. Da das Aluminium bei der Simulation mit \*MAT\_054 verstärkt nicht einreißt, kommt es im Gegensatz zu dem GFK-Stahlprofil auch zu keinem Aufreißen der GFK-Verstärkung. Das Versagensverhalten der GFK-Verstärkung bei \*MAT\_CAMANHO bzw. \*MAT\_PINHO ist analog zu dem des GFK-Stahlprofils (vgl. Abb. 6.41).

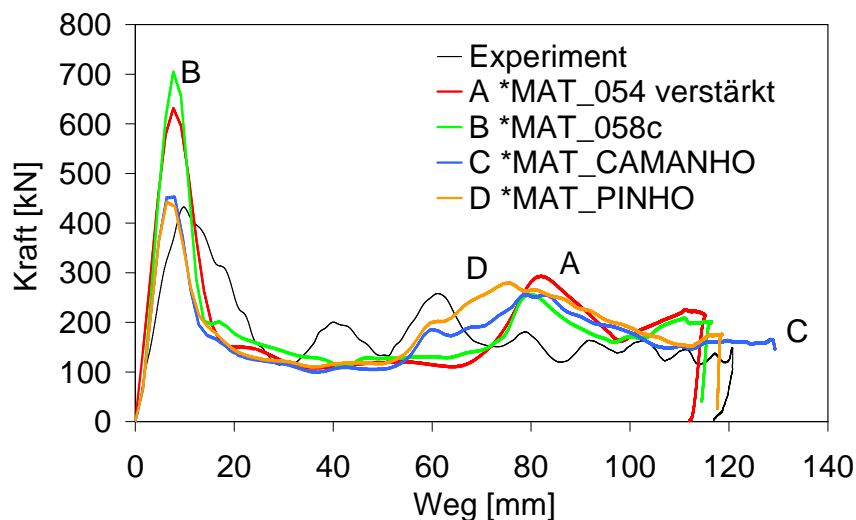


Abbildung 6.41: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des Fallturmversuchs unter Stauchbelastung für die GFK-Aluminiumstruktur

Mit Ausnahme der Simulation mit \*MAT\_CAMANHO liegt die mittlere Kraft der Simulationen über dem Wert des Experiments. Die größte Abweichung in Höhe von 6,4% entsteht durch die Simulation mit \*MAT\_PINHO. Die spezifische Energieabsorption weist mit 8,1% bei \*MAT\_054 verstärkt die größte Abweichung zum Experiment auf. Aufgrund des hohen ersten Kraftpeaks weicht die Schwankungsbreite der Kraft im Fall der bereits bewährten Materialmodelle um bis zu 87% vom Experiment ab. Mit den UMAT's werden deutlich geringere Abweichungen bis maximal 11% erreicht. Ein ähnliches Verhalten lässt sich für die Lastgleichförmigkeit feststellen.

In Tabelle 6.7 sind die Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment zusammengefasst.

	Exp.	054 verstärkt	058c	CAMANHO	PINHO
max. Kraft [kN]	432,4	631,3	704,8	452,9	442,8
mittl. Kraft [kN]	178,3	184,1	182,8	169,7	189,7
Schwankungsbreite Kraft [kN]	318,1	522,2	594,9	352,9	332,0
max. Weg [mm]	120,7	111,6	114,8	127,0	117,1
spez. Energie [kJ/kg]	29,6	32,0	31,1	28,1	30,5
Lastgleichförmigkeit [-]	2,43	3,43	3,86	2,67	2,33

Tabelle 6.7: Überblick der Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment des Lastfalls Stauchung für die GFK-Aluminiumstruktur

## 6.4 Simulation von Bauteilen mit lokaler FVK-Verstärkung

In diesem Kapitel findet abschließend die Anwendung der validierten Materialmodelle an realen Bauteilen statt. Der Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit den numerischen soll Aufschluss über die Prognosefähigkeit der untersuchten Materialmodelle geben. Die einzelnen Parameter der Materialmodelle werden unverändert aus den vorangegangenen Untersuchungen übernommen. Die Verstärkung der betrachteten Bauteile beschränkt sich auf GFK.

### Seitenaufprallschutz (SAPS)

Der in Abbildung 6.42 gezeigte Modellaufbau des FEM-Modells ist analog zu der experimentellen Anordnung aus Kapitel 5.5.1. Wie zuvor bei den bauteilähnlichen Strukturen werden der Impaktor und die Auflager als Starrkörper modelliert.

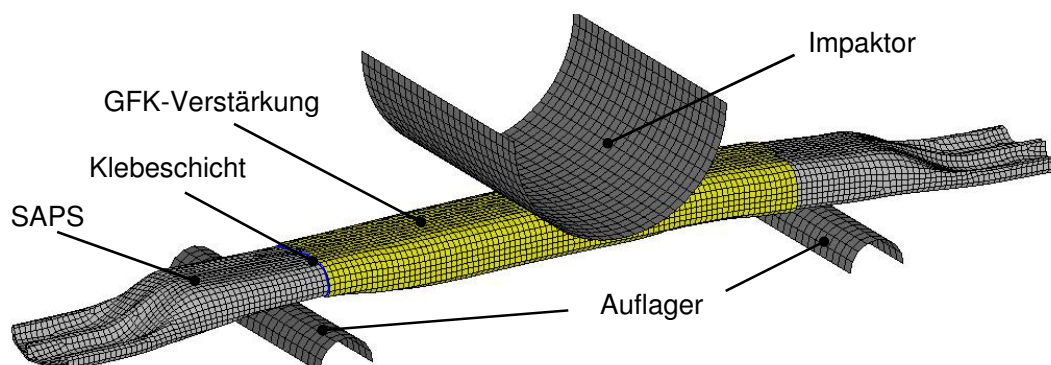


Abbildung 6.42: FEM-Modell des Seitenaufprallträgers (SAPS) mit GFK-Verstärkung

Der experimentell bestimmte Kraft-Weg-Verlauf wird in Abbildung 6.43 mit den Ergebnissen aus der Simulation verglichen. Der charakteristische Kraftanstieg aus dem Experiment kann von allen Materialmodellen sehr gut beschrieben werden. Lediglich bei dem Kraftabfall nach dem ersten Kraftpeak bei ca. 7kN weicht die Simulation leicht von dem Experiment ab. Bei ca. 12mm kommt es im Experiment zum Abflachen der Kraft-Weg-Kurven. In der Simulation ist dies für \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_058c und \*MAT\_PINHO erst bei einer Intrusion von ca. 20mm der Fall. Für \*MAT\_CAMANHO ergibt sich dieser erst bei ca. 30mm. Wie zuvor bei dem reinen GFK-Profil unter 3-Punkt-Biegebelastung ist davon auszugehen, dass durch das direkte Auftreffen des Impaktors auf das Laminat Beschädigungen (Delaminationen) entstanden sind, die durch die Schalenmodellierung in der Simulation nicht berücksichtigt werden können. Aus diesem Grund kommt es zu einem vorzeitigen Versagen des Profils im Experiment.

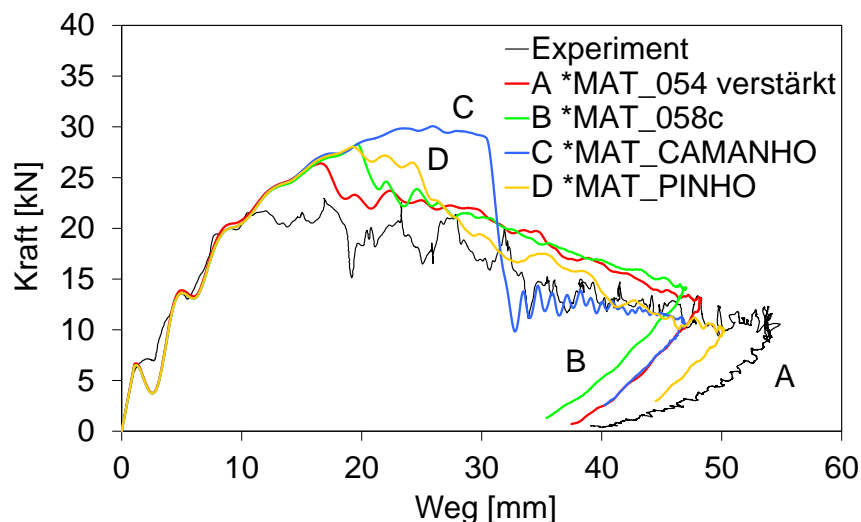


Abbildung 6.43: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des GFK-verstärkten Aluminium-SAPS

Das Versagensverhalten von \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_058c und \*MAT\_PINHO ist grundsätzlich sehr ähnlich. Für \*MAT\_CAMANHO tritt das Elementversagen später, dafür aber abrupt ein. Dies führt zu dem starken Kraftabfall bei einer Intrusion von ca. 30mm. Danach stabilisiert sich das Kraftniveau und verläuft auf demselben Niveau wie im Experiment. Das maximale Kraftniveau der Simulation liegt je nach Materialmodell ca. 20% über dem des Experiments. Aufgrund der erhöhten Energieabsorption der Simulation wird die maximale Intrusion des Versuchs nicht erreicht. Für \*MAT\_054 verstärkt ist die maximale Eindringtiefe des Impaktors ca. 12%, für \*MAT\_058c ca. 14,3% und für \*MAT\_PINHO ca. 8,5% geringer. Trotz des deutlich höheren Kraftniveaus für \*MAT\_CAMANHO ist die Abweichung der maximalen Intrusion mit ca. 14,3% vergleichsweise gering. Nachdem der SAPS die gesamte



Energie absorbiert hat, kommt es zur Rückfederung des Bauteils. Diese Rückfederung kann durch die Simulation in angemessener Genauigkeit wiedergegeben werden.

Tabelle 6.8 gibt einen Überblick der Kenngrößen aus Experiment und Simulation des GFK-verstärkten SAPS.

	Experiment	054 verstärkt	058c	CAMANHO	PINHO
max. Kraft [kN]	22,9	26,8	28,8	30,3	28,5
max. Weg [mm]	54,9	48,3	47,0	46,9	50,2

Tabelle 6.8: Zusammenfassung der Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment der GFK-verstärkten Aluminium-SAPS

In Abbildung 6.44 ist die fortschreitende Verformung des SAPS für das Experiment und exemplarisch für die beiden UMAT's dargestellt. Nach dem Versuch weist das Profil an der Oberseite lokal Delaminationen im Bereich der Faltenbildung auf. Außerdem kommt es zu Faserbrüchen aufgrund der Druckbelastung an der Oberseite. An der Unterseite sind keine versagten Bereiche zu lokalisieren. Zur besseren Darstellung der GFK-Verstärkung wird die Klebeschicht in den FEM-Modellen ausgeblendet. Um eine direkte Sicht auf den impaktierten Bereich zu erhalten, wird zudem der Impaktor ausgeblendet.

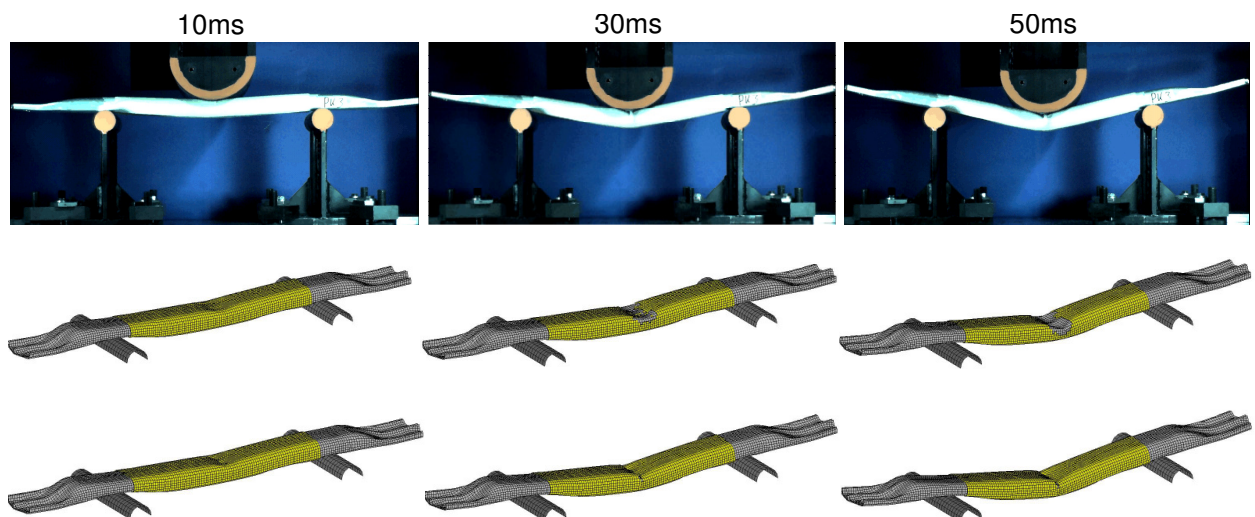


Abbildung 6.44: Vergleich der Aufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera des GFK-verstärkten SAPS und der Simulation während des Impactversuchs unter 3-Punkt-Biegebelastung. Experiment (oben), Simulation \*MAT\_CAMANHO (Mitte), Simulation \*MAT\_PINHO (unten)

Nach 10ms sind bei dem Simulationsmodell mit \*MAT\_CAMANHO noch keine Elemente erodiert. Bei \*MAT\_PINHO kommt es zum Versagen erster Elemente. Zu diesem Zeitpunkt

beträgt die Intrusionstiefe des Impaktors ca. 25mm. Die nächste Sequenz zeigt die Profile nach 30ms. Für das Simulationsmodell mit \*MAT\_CAMANHO kommt es zu zahlreichen erodierten Elementreihen. Dies ist daran zu erkennen, dass die Aluminiumoberfläche des SAPS deutlich zu sehen ist. Bei dem Modell mit \*MAT\_PINHO ist eine Elementreihe erodiert. Die Intrusion beträgt zu diesem Zeitpunkt bereits 40mm. Die maximale Intrusion wird nach 50ms erreicht. Bei dem Simulationsmodell mit \*MAT\_CAMANHO wurden weitere Elementreihen gelöscht. Für das Modell mit \*MAT\_PINHO kommt es zu keinem weiteren Erodieren von Elementen.

### Längsträger

Der Modellaufbau des Längsträgers in Abbildung 6.45 entspricht der experimentellen Anordnung aus Kapitel 5.5.2. Der Impaktor, die Lager und die Fixierungen werden analog zu den bauteilähnlichen Strukturen, wie sie in Abbildung 6.18 zu finden sind, modelliert.

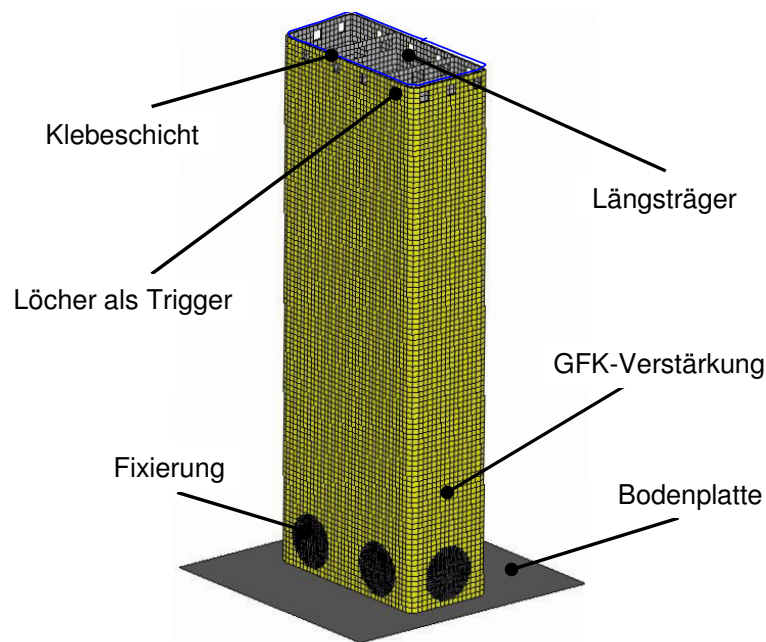


Abbildung 6.45: FEM-Modell des Längsträgers mit GFK-Verstärkung

Ein Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe von Experiment und Simulation des GFK-verstärkten Längsträgerprofils ist in Abbildung 6.46 dargestellt. Der erste Kraftanstieg ist für Experiment und Simulation identisch. Bei Erstversagen liegt die maximale Kraft der Simulation, aus bereits weiter oben aufgeführten Gründen, für die beiden Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c deutlich oberhalb des Kraftniveaus des Experiments. Bei den beiden UMAT's stimmt die maximale Kraft zwischen Simulation und Experiment bei maximal ca. 6% Abweichung gut überein.

Im Postbuckling-Bereich kann sowohl der zweite als auch der dritte Kraftpeak nach ca. 15mm bzw. 40mm Intrusion von den beiden Modellen \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c angemessen wiedergegeben werden. Für die beiden UMAT's ist das Kraftniveau jeweils zu gering. Ursache dafür ist das zu spröde Materialverhalten, das zur vorzeitigen Elementerosion führt. Bei den Materialmodellen \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c liegt das Kraftniveau ab ca. 30mm Intrusion tendenziell etwas oberhalb des Experiments. Aus diesem Grund wird die Energie für \*MAT\_054 verstärkt bzw. \*MAT\_058c über einen um ca. 11,1% bzw. 13,4% kürzeren Intrusionsweg, verglichen mit dem Experiment, abgebaut. Das Kraftniveau der beiden UMAT's entspricht ab einem Intrusionsweg von ca. 60mm dem des Experiments. Aufgrund des etwas geringeren mittleren Kraftniveaus von ca. 13% ist der Intrusionsweg für \*MAT\_CAMANHO bzw. \*MAT\_PINHO ca. 12% höher. Ein Vergleich der Kennwerte aus Tabelle 6.9 zeigt, dass die spezifische Energie, die Schwankungsbreite sowie die mittlere Kraft für die beiden UMAT's etwas geringer ist als im Experiment, während sie für die bewährten Modelle darüber liegt. Im Fall der spezifischen Energie liegt die Ursache in den differierenden Intrusionsmaxima der Simulationen. Die Lastgleichförmigkeit ist für die Materialmodelle \*MAT\_054 verstärkt, \*MAT\_058c und \*MAT\_PINHO nahezu identisch. Aufgrund des geringen Kraftmaximums und der vergleichsweise hohen mittleren Kraft von \*MAT\_PINHO ergibt sich hier die beste Übereinstimmung mit dem Experiment.

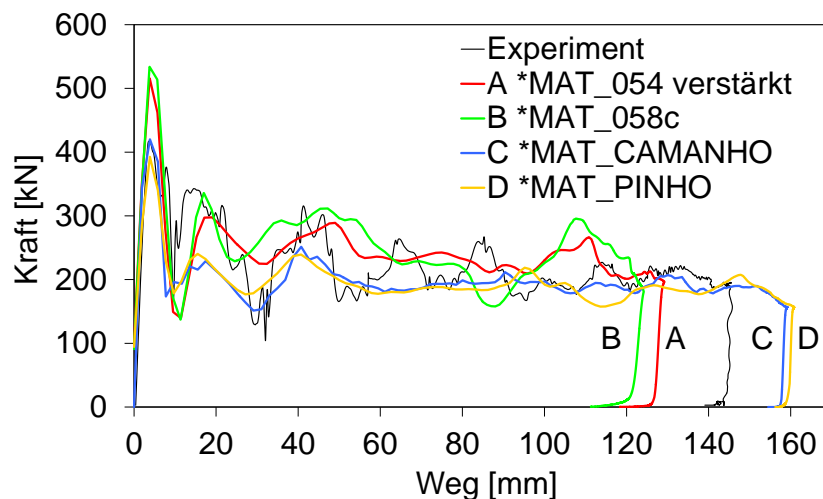


Abbildung 6.46: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des Längsträgerprofils mit GFK-Verstärkung

Das Versagensverhalten der Längsträger wird für die Simulation durch Abbildung 6.47 beschrieben. Ein Vergleich mit dem Experiment kann über Abbildung 5.72 gezogen werden. Wie zuvor bei den bauteilähnlichen GFK-Aluminiumstrukturen kommt es bei \*MAT\_054 verstärkt und \*MAT\_058c zu keinen Elementerosionen.



Im Gegensatz dazu werden die Elemente bei \*MAT\_CAMANHO und \*MAT\_PINHO sukzessiv mit voranschreitender Crashfront gelöscht. Im Experiment kommt es zu einer Art Aufschälen der GFK-Verstärkung aufgrund der Rissbildung an den Kanten des Längsträgerprofils. Die Faltenbildung des Aluminiumprofils ist bei allen Simulationen gleich und wiederum analog zu dem Experiment. Ein Einreißen des Aluminiums kann weder im Experiment noch in der Simulation festgestellt werden.

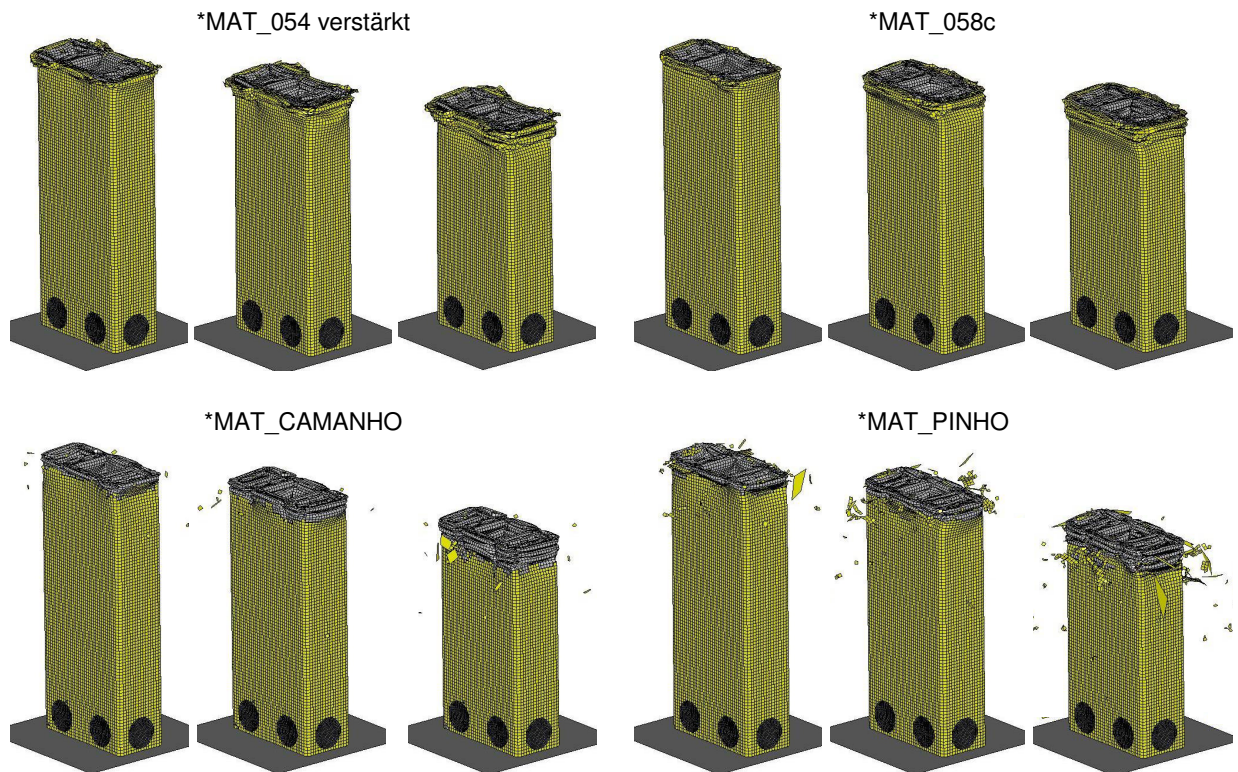


Abbildung 6.47: Vergleich des Versagensverhaltens der GFK-verstärkten Längsträger

Die Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment sind in Tabelle 6.9 zusammengefasst.

	Exp.	054 verstärkt	058c	CAMANHO	PINHO
max. Kraft [kN]	417,2	515,7	533,8	420,0	392,7
mittl. Kraft [kN]	225,8	243,1	252,4	197,2	195,2
Schwankungsbreite Kraft [kN]	312,0	375,9	395,6	268,5	235,4
max. Weg [mm]	143,5	127,6	124,2	159,2	160,9
spez. Energie [kJ/kg]	34,9	39,2	40,3	31,4	31,1
Lastgleichförmigkeit [-]	1,85	2,12	2,11	2,13	2,01

Tabelle 6.9: Überblick der Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment des Lastfalls Stauchung für die GFK-verstärkten Längsträgerprofile

### Biegequerträger (BQT)

In Abbildung 6.48 ist der Biegequerträger sowie die deformierbare Barriere dargestellt.

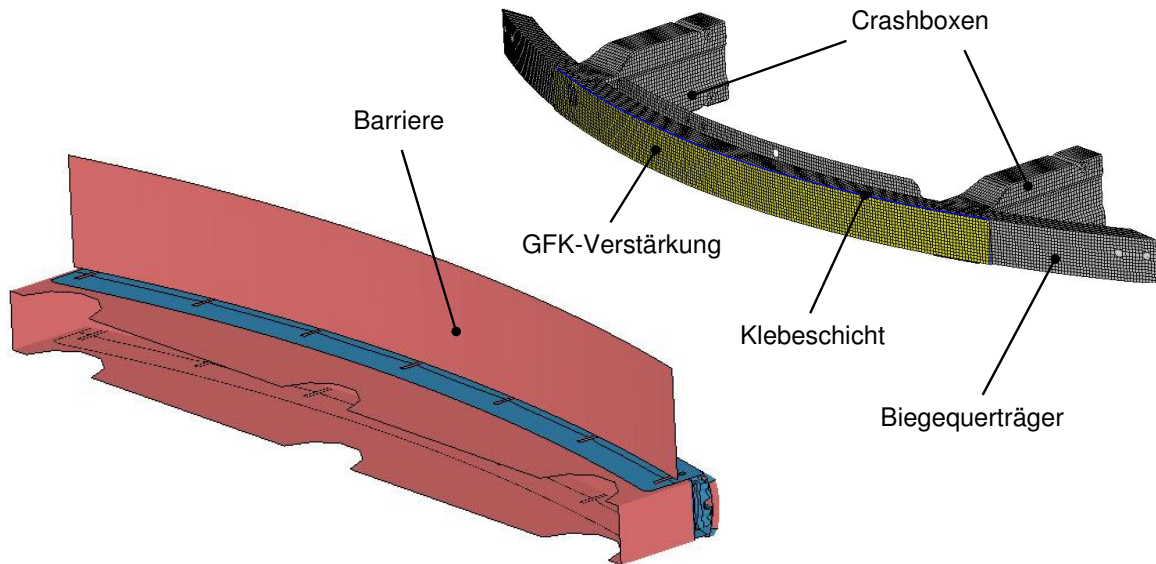


Abbildung 6.48: FEM-Modell des Längsträgers mit GFK-Verstärkung

Ein Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe von Simulation und Experiment ergibt ein etwas geringeres Kraftniveau der Simulation (vgl. Abb. 6.49).

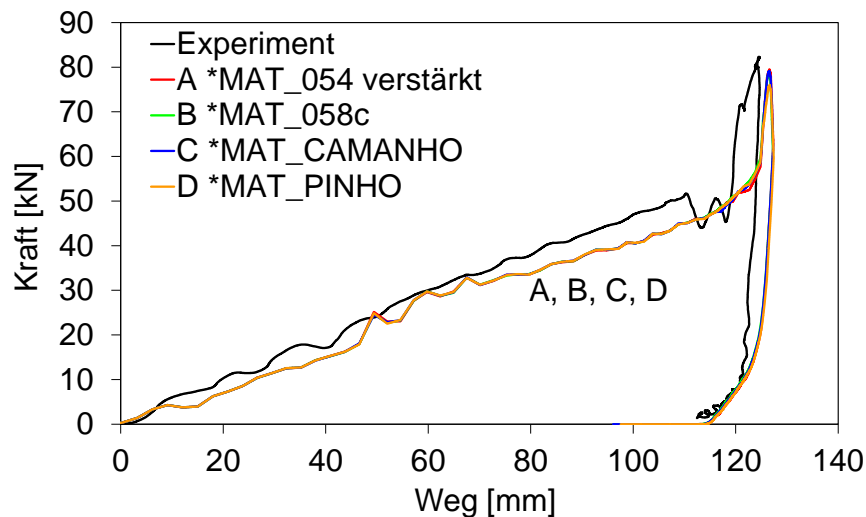


Abbildung 6.49: Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe zwischen Experiment und Simulation des RCAR-Crashversuchs

Die Abweichung der maximalen Kraft zwischen Simulation und Experiment liegt im Bereich von 3%. Prinzipiell sollte die maximale Deformation der Barriere in der Simulation identisch

mit der experimentellen sein. Der Biegequerträger trifft auf den undeformierbaren Bereich der Barriere, was zu einem schlagartigen Anstieg der Kraft führt. Dieses Verhalten ist für die Simulation und das Experiment identisch. Ebenso ist der Betrag des Kraftanstiegs identisch. Die Deformation der Crashboxen ist demzufolge ebenfalls gleich. Letztendlich resultiert die Abweichung der Deformation aus einer minimalen Abweichung des Biegequerträgerradius zwischen dem FEM-Modell und dem realen Bauteil.

Betrachtet man die Verläufe der Simulation, so fällt auf, dass diese identisch sind. Der Grund für dieses Verhalten ist, dass es zu keinem Versagen des GFK's kommt. Das bedeutet, dass sich der Werkstoff im elastischen Bereich befindet.

Tabelle 6.10 gibt einen Überblick der Kenngrößen aus Experiment und Simulation des untersuchten Biegequerträgers.

	Experiment	054 verstärkt	058c	CAMANHO	PINHO
max. Kraft [kN]	82,3	79,5	78,9	79,1	76,0
max. Weg [mm]	124,7	135,9	135,9	135,9	136,0

Tabelle 6.10: Zusammenfassung der Kennwerte aus den Simulationen und dem Experiment des GFK-verstärkten Aluminium-Biegequerträgers

In Abbildung 6.50 ist der Biegequerträger bei maximaler Deformation exemplarisch für \*MAT\_054 verstärkt dargestellt. Da das Versagensverhalten bei allen Materialmodellen identisch ist, wird nicht explizit auf jedes Modell einzeln eingegangen. Ein qualitativer Vergleich des GFK-verstärkten Biegequerträgers zwischen Simulation und Experiment (vgl. Abb. 5.76) ergibt ein sehr ähnliches Verformungsverhalten.

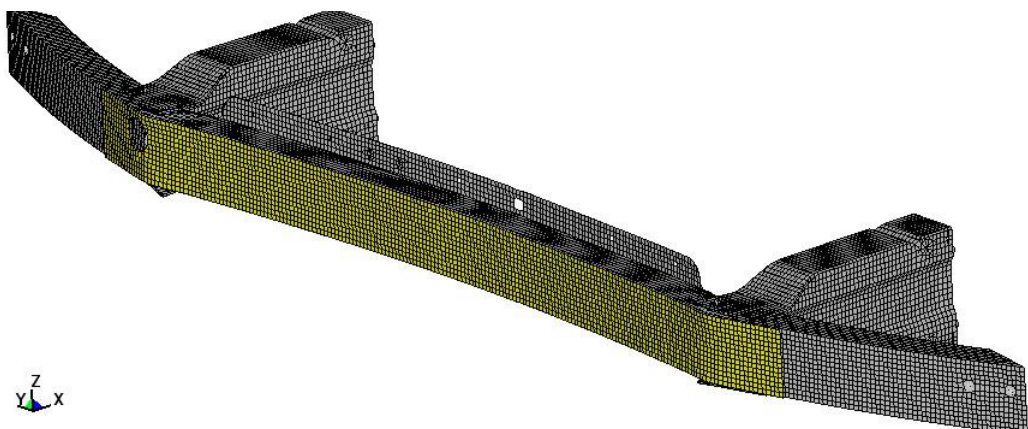


Abbildung 6.50: GFK-verstärkter Biegequerträger bei maximaler Deformation für \*MAT\_054 verstärkt

# 7 Modellierungsempfehlungen zur Simulation von FVK-Metall-Hybriden

Im Folgenden Kapitel werden die aktuellen Erkenntnisse der durchgeführten Simulationsumfänge zusammengefasst. Diese Analyse bietet die Grundlage für zukünftige Modellierungsempfehlungen von FVK-verstärkten Metallstrukturen mittels FEM.

## 7.1 Übersicht der aktuellen Modellierungsansätze

Für die Realisierung seriennaher Simulationsprozesse von FVK-Metall-Strukturen wurden folgende Modellierungsansätze gewählt:

- Aktuelle Modellierungstechniken für Metallbleche wurden analog zu der Serienberechnung übernommen. Die Materialdaten entstammen der Materialdatenbank der Daimler AG.
- Die flächige Darstellung der Klebeverbindung zwischen der FVK- und der Metallschicht basiert auf der Anwendung von Kleberauppen in der Serienberechnung.
- Die Modellierung der FVK-Schicht sowie der Metallschicht als Schalenelemente in Verbindung mit Klebesolidelementen ermöglicht einen minimalen Modellierungsaufwand.
- Die Definition bzw. die Modellierung der einzelnen Lagen der FVK-Laminat erfolgte in LS-DYNA über \*PART\_COMPOSITE. Dies ermöglicht den Aufbau des Laminats in Abhängigkeit des Materials und der Lagenorientierung innerhalb einer Elementschicht.
- Neben zwei bereits bewährten Simulationsmodellen für faserverstärkte Kunststoffe (\*MAT\_054 und \*MAT\_058) wurden zusätzlich zwei auf der Kontinuumsmechanik

basierende Materialmodelle zur Simulation des intralaminaren Versagens in den LS-DYNA Code implementiert. Diese Materialmodelle basieren auf der Entwicklungsarbeit von Camanho [86], [87] und Pinho [104], [105].

- Das Materialmodell \*MAT\_054 beschreibt das orthotrop-linear-elastische Verhalten einer UD-Schicht. Das Versagen wird durch das Festigkeitskriterium nach Chang Chang beschrieben. Zusätzlich ist eine Limitierung der Dehnungen möglich. Aufgrund des spröden Versagensverhaltens von \*MAT\_054, das bereits zuvor von Schweizerhof [117] beschrieben wurde, wurde eine neue Modellierungsmethode durch Kombination des Materialmodells \*MAT\_054 mit \*MAT\_058 zu \*MAT\_054 verstärkt vorgestellt.
- Im Sinne der Vergleichbarkeit mit der Serienberechnung wurde eine Elementgröße von ca. 5mm x 5mm bei allen Berechnungsmodellen verwendet.
- Die Krafteinleitung der monolithischen bzw. der hybriden Zugproben erfolgte über sogenannte „Constraints“. Diese ermöglichen eine flächige Krafteinleitung und beugen vorzeitigen Elementerosionen der FVK-Schicht vor.

## 7.2 Bewertung der aktuellen Modellierungsansätze sowie zukünftige Modellierungsempfehlungen

Die aktuelle Modellierungsmethode von Metallblechen hat sich in der Serienberechnung bewährt. Aus diesem Grund ist es sinnvoll, diese Methode für die Berechnung von hybriden Systemen anzuwenden. Sie ermöglicht eine einfache Einbringung der hybriden Strukturen in die Gesamtfahrzeugsimulation, da die Anbindungspunkte identisch zu ursprünglichen unverstärkten Serienbauteilen sind.

Im Automobilbau beschränken sich crashgeeignete Strukturklebeverbindungen heute meist auf Flanschverbindungen der Fügepartner. Diese bestehen in der Regel aus Stahlblech oder aus einer Kombination von Stahlblech mit anderen Werkstoffen [2]. Aus diesem Grund wurden die Modelle für Klebeverbindungen hinsichtlich der Darstellung von Kleberauppen entwickelt. Dabei handelt es sich in der Regel um zweireihige Elementformulierungen, die als Solidelemente dargestellt werden. Eine großflächige Klebeverbindung ist aktuell in der Crash-Serienberechnung eher die Ausnahme. Um die Rechenzeit in der Gesamtfahrzeugsimulation zu reduzieren, muss der Kleber über eine Massenskalierung modifiziert werden. Dieser Einfluss ist bei einer Kleberauppe vergleichsweise gering. Für eine großflächige Anwendung kann das Bauteilverhalten jedoch beeinflusst werden. Die Anwendung dieser Modellierung zeigte

jedoch zuverlässig gute Ergebnisse, so dass diese Methode zur Modellierung der flächigen Klebung bei hybriden Strukturen angewendet werden sollte.

Wird jedoch eine Modellierung der Delamination angestrebt, verringert sich der Abstand zwischen Metallschicht und Laminat aufgrund zusätzlicher Elementschichten. Dies hat einen Anstieg der Rechendauer zur Folge. Hier könnte unter Umständen ein Ansatz, wie er von Calomfirescu [25] für die Darstellung der Delamination getroffen wurde, ebenfalls für die Anwendung der Klebeverbinding erfolgen. In diesem Fall werden die einzelnen Schichten über Kontaktformulierungen, sogenannte „TIEBREAK-Kontakte“, verbunden. Die Haftung wird mit Erreichen des Versagenskriteriums gelöst.

Eine Darstellung der FVK-Schicht in Form von Schalenelementen hat sich für die in dieser Arbeit betrachteten Laminatdicken von ca. 2mm - 3mm als sinnvoll erwiesen, zumal die Theorien nach Chang-Chang (\*MAT\_054), Hashin (\*MAT\_058) und das auf dem LaRC03 basierenden Versagenskriterium (\*MAT\_CAMANHO) kein Versagen senkrecht zur Laminatenebene (Dickenrichtung) berücksichtigen. Das von Pinho um ein 3D-erweitertes Versagenskriterium nach LaRC04 (\*MAT\_PINHO) berücksichtigt das Elementversagen aufgrund von Spannungen in Dickenrichtung. Eine Anwendung von dicken Schalen, sogenannten „Thick Shell Elements“, führt bei Biegebelastungen zu einer Verbesserung der Ergebnisse. Hier kommt der Vorteil mehrerer Integrationspunkte sowie die Darstellung des Versagens in Dickenrichtung zum Tragen. Die Verwendung von Volumenelementen, sogenannte „Solid Elemente“, scheint eher ungeeignet, da diese Modellierung nur einen Integrationspunkt pro Element vorsieht [78]. Für die Anwendung von Laminaten, deren Dicke deutlich über den in dieser Arbeit betrachteten Laminaten liegt, wird eine Modellierung durch dicke Schalen empfohlen.

Die Anwendung der vier Versagenskriterien für FVK ergab im Allgemeinen eine gute Übereinstimmung von Experiment und Simulation. Im Verlauf der Untersuchungen wiesen die Theorien nach Pinho und Camanho aufgrund des UMAT Status Anfälligkeiten in Bezug auf Instabilitäten auf. Die auf dem aktuellen Entwicklungsstand gewonnenen Erkenntnisse zeigen jedoch sowohl bei der quantitativen Betrachtung der Ergebnisse in Form von Spannungs-Dehnungs-Kurven bzw. Kraft-Weg-Kurven als auch bei der qualitativen Betrachtung der Strukturen nach dem Impaktvorgang (Elementerosion etc.) ein großes Potential hinsichtlich der realitätsnahen Abbildung von FVK in der FEM. Ein weiterer Vorteil der Modelle ist die Unabhängigkeit der Versagenstheorien von einem FE-Solver, da alle Kennwerte der Materialkarte aus Experimenten gewonnen werden. Trotz dieser Erkenntnisse sind weitere umfangreiche Untersuchungen notwendig, um eine stabile und zuverlässige Anwendung der Versagenskriterien, basierend auf dem LaRC03- bzw. LaRC04-Kriterium nach Camanho und Pinho, in der Serienberechnung von Gesamtfahrzeugen zu gewährleisten.

Die Implementierung der Versagenstheorien nach Chang-Chang und Hashin erfolgte bereits in zahlreichen FEM-Codes und hat sich in der Vergangenheit bewährt. Um das post-failure-Verhalten angemessen beschreiben zu können, sind die Theorien nach Chang-Chang und Hashin durch numerische Parameter innerhalb des FE-Solvers erweitert worden. Diese Modelle sind somit vom FE-Solver abhängig. In der Validierungsphase des Versagenmodells nach Chang Chang musste festgestellt werden, dass es zu frühzeitigen Elementerosionen kommt. Dieses Verhalten resultiert aus der Annahme eines linearen Schubversagens. Basierend auf diesen Erkenntnissen wurde ein Hybridmodell der beiden Versagenkriterien nach Chang-Chang und Hashin entwickelt. Die Ergebnisse der hybriden Variante zeigten eine gute Korrelation zwischen den Experimenten und der Simulation. Allerdings ist ein zusätzlicher Validierungsschritt notwendig. Dies bedeutet einen erhöhten Aufwand und führt somit zu einem unwirtschaftlichen Verfahren.

Die Modellierung basierend auf dem Versagenkriterium nach Hashin ergab ebenfalls eine gute Übereinstimmung von Experiment und Simulation. Im Gegensatz zu der Theorie nach Chang Chang beinhaltet die Implementierung der Theorie von Hashin eine nicht-lineare Beziehung zwischen der Schubspannung und der Schubdehnung. Die auf dem Hashin-Kriterium basierende Implementierung von \*MAT\_058 erlaubt ausschließlich eine globale Begrenzung der Versagensdehnungen durch numerische Parameter. Die Untersuchungen dieser Arbeit haben gezeigt, dass es speziell für das Schublaminat mit einem  $\pm 45^\circ$ -Lagenaufbau zu hohen Versagensdehnungen kommt. Im Gegensatz dazu versagen UD-Laminare unter Zug- bzw. Druckbelastung bei vergleichsweise geringen Dehnungen. Da sowohl die Dehnungen der UD-Laminare als auch die Schubdehnungen eine Versagensgrenze bilden, muss aufgrund der globalen Versagensdehnung ein Kompromiss getroffen werden. Eine separate Zuweisung der Versagensdehnungen, wie sie bereits bei \*MAT\_054 existiert, wäre in diesem Zusammenhang eine sinnvolle Weiterentwicklung von \*MAT\_058.

In Anbetracht der in dieser Arbeit erzielten Ergebnisse, dem damit verbundenen Validierungsaufwand sowie dem aktuellen UMAT-Status der Materialmodelle nach Camanho und Pinho wird eine Modellierung mit dem Hashin-Kriterium (\*MAT\_058) empfohlen.

Aufgrund der in Kapitel 4.5.1.3 aufgezeigten Grenzen der Implementierung des Versagenkriteriums nach Hashin kann die oben erwähnte Weiterentwicklung bzw. numerische Anpassung des Versagenkriteriums nur eine Übergangslösung sein. Die in Kapitel 4.5.1.4 angesprochenen Anforderungen an neue Materialmodelle in der FEM zeigen eindeutig den Bedarf an versagensmodenbezogenen Materialmodellen. Hinsichtlich dieser Tatsache ist es dringend erforderlich, die Entwicklung der betrachteten Versagenkriterien nach Pinho und Camanho weiter voranzutreiben und somit eine Überführung in den LS-DYNA Hauptcode zu ermöglichen. Offene Fragen, wie beispielsweise die Elementgrößenunabhängigkeit, müssen in zukünft-

tigen Arbeiten untersucht werden.

Die Wahl der Elementgröße basierte auf den aktuellen Anwendungen in der Serienberechnung und kann aus diesem Grund zielführend übernommen werden. Es sollte jedoch zukünftig geprüft werden, ob eine feinere Darstellung des FE-Netzes zu einer besseren Übereinstimmung von Experiment und Simulation führt.

Für die Darstellung der Zugproben in der FEM erwies sich eine versuchsnahe Modellierung als sinnvoll. Diese sollte ebenfalls für zukünftige Validierungsuntersuchungen berücksichtigt werden.

Die Modellierung des Laminats auf makroskopischer Ebene ist heute Stand der Technik und kann auch unter Berücksichtigung der Delamination Anwendung finden. In Verbindung mit LS-DYNA hat sich die Darstellung des Laminats durch \*PART\_COMPOSITE als zielführend erwiesen.



## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Die Beschreibung von FVK unter Crashbelastungen stellt aufgrund des komplexen Versagensverhaltens eine Herausforderung dar. Um ein Verständnis des Versagensverhaltens der hybriden Systeme zu entwickeln, wurden umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen unter quasi-statischer sowie dynamischer Belastung an monolithischen sowie hybriden einfachen Elementarproben, bauteilähnlichen Strukturen und hybridisierten Bauteilen aktueller Serienfahrzeuge durchgeführt. Dabei erfolgte die Hybridisierung der Metallstrukturen durch CFK und GFK. Die FVK-Verstärkungen wurden mittels Autoklavverfahren hergestellt und in einem separaten Klebprozess mit den Metallgrundkörpern gefügt. Die umfangreichen experimentellen Untersuchungen dienten in einem zweiten Schritt als Basis für die Validierung der Materialmodelle für FVK in der FEM.

Elementar für die numerischen Berechnungen durch Anwendung der FEM war die Verwendung einer allgemeingültigen Modellierungsmethode hybrider Strukturen. Ebenso wichtig war ein seriennaher Bezug der Modellierungstechniken der einzelnen Werkstoffe. In diesem Zusammenhang basierte die Darstellung der Fügeelemente sowie der Metallstrukturen auf den Ansätzen des Serienprozesses. Aufgrund der begrenzten Rechenkapazität bei der Serienberechnung von Gesamtfahrzeugen wurde eine Vernetzung mit einer Elementgröße von 5mm x 5mm für die Simulation gewählt. Außerdem blieben Effekte wie Delamination der einzelnen Lagen im Laminat unberücksichtigt.

Basierend auf quasi-statischen Zug- und Druckversuchen wurden alle für die Modellierung notwendigen Parameter der FVK-Werkstoffe bestimmt. Für die UMAT's waren zusätzliche Versuche zur Ermittlung der Energiefreisetzungsraten von FVK erforderlich. Außer den Standardlaminaten wurden weitere Lamine unterschiedlicher Orientierungen untersucht. Diese dienten zum einen dem besseren Verständnis des Versagensverhaltens der Werkstoffe bzw. der Werkstoffkombinationen und zum anderen als Basis für die Validierung der Simulation. Um Rückschlüsse auf den Einfluss von FVK auf Metall ziehen zu können, wurden sowohl monolithische FVK-Proben als auch hybride Proben mit analogem Laminataufbau untersucht. Für eine Vergleichsbasis wurden alle Untersuchungen auch an reinen Metallstrukturen durchgeführt.

In einem weiteren Schritt wurden dynamische Fallturmversuche an monolithischen und hybriden bauteilähnlichen Strukturen durchgeführt. Auch diese dienten einem tieferen Einblick in das komplexe Versagensverhalten der Strukturen. Zusätzlich waren durch diese Versuche weitere Validierungen der Simulation möglich. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass das Potential von CFK in Verbindung mit Metallen nicht ausgeschöpft werden kann. Trotz der deutlich besseren mechanischen Eigenschaften gegenüber GFK, waren die Intrusionstiefe der 3-Punkt-Biege- und Stauchuntersuchungen der bauteilähnlichen Strukturen nahezu identisch. Ursache dafür ist das Verformungsverhalten der Hybridstrukturen. Das grundlegende Verformungsverhalten der Metallprobekörper hat sich durch die Hybridisierung nicht geändert. Dies hat zur Folge, dass die Profile weiterhin zur Faltenbildung neigen. Durch den spröden FVK-Werkstoff findet eine Verteilung der angreifenden Kräfte statt. Dies ermöglicht die Aktivierung zusätzlicher Flächen. Durch die Faltenbildung kommt es im Fall des CFK's nicht zu einem priorisierten Energieabbau durch Crushing. Stattdessen bricht das CFK-Laminat frühzeitig in Segmente und trägt somit nicht mehr zur Strukturintegrität bei. Aufgrund der höheren Bruchdehnung von GFK kommt es zu keiner Segmentierung der GFK-Verstärkung. Vielmehr faltet das GFK zusammen mit der Metallstruktur. Dies ermöglicht eine bessere Energieabsorption im Vergleich zu der CFK-Verstärkung.

Für eine abschließende Beurteilung der Hybridtechnologie wurden die folgenden drei Strukturbauteile im Fahrzeug definiert und teilweise lokal, aber auch vollständig mit FVK verstärkt:

- Seitenaufprallschutz, lokale Verstärkung durch GFK
- Längsträgerprofil, vollständige Verstärkung durch GFK und CFK
- Biegequerträger, lokale Verstärkung durch GFK und CFK

Die Auswahl der Bauteile erfolgte hinsichtlich der unterschiedlichen Belastungszustände von Rohbaustrukturen (3-Punkt-Biegung, Stauchung). Während es bei den Untersuchungen des Längsträgers und des Seitenaufprallträgers primär um hochdynamische Impaktuntersuchungen ging, wurde der Biegequerträger hinsichtlich des Low-Speed-Crashes (RCAR-Crashtest) untersucht. Auch bei diesen Untersuchungen lag erneut der Fokus auf einem besseren Verständnis des Versagensverhaltens sowie der Datengrundlage teilweiser komplexer Versagensmechanismen, die durch die FEM abgebildet werden sollen.

Die numerischen Untersuchungen mit dem Solver LS-DYNA wurden seitens der FVK-Werkstoffe anhand zweier bereits bewährter Materialmodelle (\*MAT\_054 und \*MAT\_058) durchgeführt. Zusätzlich wurden zwei auf der Kontinuumsmechanik basierende Materialmodelle zur Simulation des intralaminaren Versagens, sogenannte UMAT's, in den LS-DYNA-

Code implementiert. Diese Materialmodelle basieren auf der Entwicklungsarbeit von Camanho [86], [87] und Pinho [104], [105]. Während für die Validierung des post-kritischen Verhaltens der bewährten Materialmodelle zahlreiche numerische Parameter benötigt werden, die in aufwendigen Verfahren durch numerische Anpassungen zu bestimmen sind und nicht durch die Physik begründet werden können, basieren die UMAT's ausschließlich auf Werten, die direkt aus experimentellen Untersuchungen gewonnen werden können. Beide Modelle verwenden lineare bzw. bi-lineare Schadensausbreitungsgesetze, basierend auf Bruchenergien, die das post-kritische Versagensverhalten beschreiben. Des Weiteren findet die Schubplastizität von FVK innerhalb der Ebene durch eine 1D-elasto-plastische Formulierung Berücksichtigung [60].

Zunächst erfolgte eine Beschreibung der in dieser Arbeit berücksichtigten Materialmodelle für FVK. In diesem Zusammenhang wurden die Grenzen der aktuell implementierten Materialmodelle aufgezeigt sowie Anforderungen an neue Materialmodelle definiert. Mittels Ein-Element-Untersuchungen konnte ein grundlegendes Verständnis des post-kritischen Verhaltens dieser Modelle vermittelt werden. Darüber hinaus wurde die korrekte Implementierung der Materialmodelle nach Camanho und Pinho nachgewiesen.

In Bezug auf die Standard-Zug-, Druck- und 3-Punkt-Biegeversuche konnten alle Materialmodelle das experimentelle Verhalten in einer angemessenen Genauigkeit wiedergeben. Lediglich die Beschreibung des Schublaminats ( $\pm 45^\circ$ -Laminat) der reinen bzw. hybriden Proben konnte durch die bewährten Materialmodelle nicht mit den Experimenten in Übereinstimmung gebracht werden. Tendenziell zeigte das Materialmodell nach der Theorie von Camanho (\*MAT\_CAMANHO) ein eher sprödes Versagensverhalten für GFK.

Basierend auf den Erkenntnissen des umfangreichen Versuchsprogramms an bauteilähnlichen Strukturen erfolgte eine Priorisierung bei der Simulation der Probekörper hinsichtlich der GFK-verstärkten Bauteile. Bei der Simulation der reinen GFK-Probekörper zeigte das Materialmodell \*MAT\_054 ein zu sprödes Materialverhalten. Um der frühzeitigen Elementerosion entgegenzuwirken, wurden zusätzlich vier 0,02mm dicke Lagen, die mit dem Materialmodell \*MAT\_058 hinterlegt sind, eingebracht. Um den Einfluss der Verstärkungslagen möglichst gering zu halten, wurden die Materialeigenschaften der Schichten um 90% reduziert. Somit verhindern die zusätzlichen Schichten ausschließlich die frühzeitige Erosion der Elemente. Im Anschluss wurden alle Simulationen der Standard-Zug-, Druck- und 3-Punkt-Biegeversuche wiederholt. Dabei wurde die Materialkarte des Materialmodells \*MAT\_054 nicht erneut angepasst. Der Einfluss der Verstärkungslagen auf die mechanischen Kennwerte war bei diesen Untersuchungen gering. Im Gegensatz dazu verbesserte sich das Versagensverhalten der bauteilähnlichen Strukturen enorm. Das bereits bei den Standardversuchen

festgestellte spröde Versagensverhalten von \*MAT\_CAMANHO konnte ebenfalls bei den 3-Punkt-Biegeuntersuchungen der bauteilähnlichen Strukturen aus GFK beobachtet werden. Der aktuelle Implementierungsstatus der UMAT's ließ eine Darstellung der Stauchversuche monolithischer FVK-Strukturen nicht zu. Auf die für die Ausbildung einer sogenannten Crashfront notwendige Routine konnte in dem aktuellen Entwicklungsstatus nicht zugegriffen werden.

Im Fall der hybriden bauteilähnlichen Strukturen zeigten sowohl \*MAT\_CAMANHO als auch die restlichen Materialmodelle eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment für den Lastfall Stauchung und 3-Punkt-Biegung. Die qualitative Betrachtung der Modelle zeigte eine etwas stärkere Elementerosion bei \*MAT\_CAMANHO verglichen mit \*MAT\_PINHO. Bei \*MAT\_054 und \*MAT\_058 kam es zu keinem Elementversagen. Aus diesem Grund ist der Intrusionsweg dieser beiden Materialmodelle tendenziell geringer als bei den entsprechenden Experimenten.

Die numerischen Untersuchungen der GFK-verstärkten Serienbauteile ergab ebenfalls eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment. Im Fall des Seitenaufprallträgers konnte das qualitative Versagensverhalten gut durch die Simulationsmodelle dargestellt werden. Aufgrund des tendenziell spröden Versagensverhaltens der UMAT's bzw. keiner Elementerosion der bewährten Materialmodelle kommt es bei dem Längsträgerprofil zu einem unterschiedlichen Crashverhalten der Simulation verglichen mit dem Experiment. Im Fall des Biegequerträgers konnte das Verhalten des Experiments durch alle Materialmodelle beschrieben werden.

Abschließend kann festgestellt werden, dass ein umfassende Studie zum Versagensverhalten hybrider Strukturen präsentiert werden konnte. Um eine fundierte Aussage über das Verhalten hybrider Werkstoffsysteme aus FVK und Metall treffen zu können, erfolgte eine strukturierte Analyse basierend auf Elementar- und bauteilähnlichen Probekörpern sowie Strukturbauteilen. Diese Vorgehensweise hat sich als sinnvoll und zielführend erwiesen.

Die Anwendung partieller Verstärkungen in der Fahrzeugindustrie bietet den Vorteil, dass keine Änderungen der Prozessschritte in der Fertigung, wie sie beispielsweise bei reinen FVK-Strukturen notwendig wären, erforderlich sind. Gleichzeitig reduzieren sich durch den lokalen Einsatz der FVK-Werkstoffe die Materialkosten. Des Weiteren kommen die Trägerstrukturen in Form von Metallbauteilen der FEM-Simulation positiv entgegen. Die Implementierung der versagensmodenbezogenen Materialmodelle gibt einen neuen Impuls für die Darstellung von FVK in der FEM.

Die Anwendung neuer Simulationsmodelle lieferte gute und nachvollziehbare Ergebnisse basierend auf experimentellen Daten. Teilweise führte der UMAT-Status zu Instabilitäten in

der Simulation. Ursache dafür ist zum einen, dass aufgrund des UMAT-Status nicht auf alle Routinen des Haupt-Codes zugegriffen werden kann. Zum anderen durchlaufen die Modelle stetig Optimierungsschleifen in Bezug auf die Implementierung. Ein nächster Schritt muss die Überführung der beiden Modelle in den LS-DYNA-Hauptcode sein. Die Untersuchungen dieser Arbeit berücksichtigten ausschließlich eine Elementgröße, die der aktuellen Anwendung der Gesamtfahrzeug-Serienberechnung entspricht. Zukünftig werden die Rechenkapazitäten weiter ansteigen. Dies wird die Modellierung feinerer FEM-Netze ermöglichen. Aus diesem Grund sollten weitere Untersuchungen mit kleineren Elementgrößen durchgeführt werden. Des Weiteren könnte durch die Modellierung interlaminarer Versagensmechanismen eine zusätzliche Verbesserung der Ergebnisse erzielt werden. In diesem Zusammenhang sollten jedoch der erhöhte Modellierungsaufwand sowie die steigenden Berechnungszeiten berücksichtigt werden.

Die Verstärkungen der Bauteile wurden in dieser Arbeit ohne jegliche Optimierungsverfahren durchgeführt. Für die Umsetzung eines maximalen Leichtbaupotentials werden diese Untersuchungen zukünftig an Bedeutung gewinnen.

In zukünftigen Untersuchungen muss die Prozesstauglichkeit hybrider Systeme nachgewiesen werden. In diesem Zusammenhang werden die Zykluszeiten eine ausschlaggebende Rolle spielen.

Um ein möglichst hohes Leichtbaupotential zu erreichen, sollte untersucht werden, ob durch den Einsatz der FVK-Verstärkungen auf einzelne Metallstrukturen (Verstärkungsbleche) vollständig verzichtet werden kann. Gleichzeitig sollte die Entwicklung von Strukturen, die auf die hybriden Eigenschaften abgestimmt sind, vorangetrieben werden.

Der Fokus dieser Arbeit lag auf den Untersuchungen der hybriden Strukturen unter Crashbelastung. Für eine vollständige Analyse, die den Einsatz in einem Serienfahrzeug voraussetzen, müssen zusätzliche Untersuchungen in Bezug auf Steifigkeit und Betriebsfestigkeit durchgeführt werden. Zudem sollte das Korrosionsverhalten der Hybridstrukturen betrachtet werden.

# Literatur

- [1] Nader Abedrabbo, Robert Mayer, Alan Thompson, Christopher Salisbury, Michael Worswick, Isadora van Riemsdijk: *Crash response of advanced high-strength steel tubes: Experiment and model*, International Journal of Impact Engineering 36, 2009.
- [2] F. Andrieux, C. Barthel, J. Bornemann, et. al.: *Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung*, FOSTA Forschungsvorhaben P676, 2007.
- [3] A. S. Argon: *Fracture of composites*, Treatise on Materials Science and Technology, Academic Press, p. 79-114, 1972.
- [4] Airbus Industry Test Method - AITM 1.0006: *Determination of interlaminar fracture toughness energy*.
- [5] ASTM Standard D5528 - 01: *Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites*.
- [6] Steven Ashley: *Steel cars face a weighty decision*, Mechanical Engineering, v. 119, no. 2, p. 56-62, 1997.
- [7] M.R. Bambach, M. Elchalakani: *Plastic mechanism analysis of steel SHS strengthened with CFRP under large axial deformation*, Thin-Walled Structures 45, pp. 159-170, 2007.
- [8] M.R. Bambach, H.H. Jama, M. Elchalakani: *Static and dynamic axial crushing of spot-welded thin-walled composite steel-CFRP square tubes*, International Journal of Impact Engineering 36, pp. 1083-1094, 2009.
- [9] M.R. Bambach, H.H. Jama, M. Elchalakani: *Axial capacity and design of thin-walled steel SHS strengthened with CFRP*, Thin-Walled Structures 47, pp. 1112-1121, 2009.
- [10] M.R. Bambach, M. Elchalakani, X.L. Zhao: *Composite steel-CFRP SHS tubes under axial impact*, Composite Structures 87, pp. 282-292, 2009.
- [11] M.R. Bambach: *Axial capacity and crushing behavior of metal-fibre square tubes - Steel, stainless steel and aluminum with CFRP*, Composites: Part B 41, p. 550-559, 2010.
- [12] M.R. Bambach: *Axial capacity and crushing of thin-walled metal, fibre-epoxy and composite metal-fibre tubes*, Thin-Walled Structures 48, pp. 440-452, 2010.
- [13] M.R. Bambach, X.L. Zhao, H. Jama: *Energy absorbing characteristics of aluminium beams strengthened with CFRP subjected to transverse blast load*, International Journal of Impact Engineering 37, pp. 37-49, 2010.

- [14] Z. P. Bažant, J. Planas: *Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials*, CRC Press, 1997.
- [15] M. Bechtold, B. Möltgen: *SLR Crashelement - von der Konzeptidee zum Serieneinsatz*, VDI Reihe Kunststofftechnik, 2005.
- [16] G. Ben, N. Sugimoto: *Impact behaviour and Optimum Design of CFRP/Al hybrid beam in side collision of automobiles*, European Conference on Composite Materials 13, pp. 1-10, 2008.
- [17] G. Bernauer, W. Brocks, U. Mühlich, D. Steglich, M. Werwer: *Hinweise zur Anwendung des Gurson-Tvergaard-Needleman-Modells*, Technical Note GKSS/WMG/99/10. GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, Institut für Werkstoffforschung, Dezember 1999.
- [18] Alfred Böge: *Technische Mechanik*, 26. Auflage, Vieweg.
- [19] Alfred Böge: *Formeln und Tabellen zur Technischen Mechanik*, 20. Auflage, Vieweg.
- [20] E.C. Botelho, A.N. Campos, E. de Barros, L.C. Pardini, M.C. Rezende: *Damping behavior of continuous fiber/metal composite materials by the free vibration method*, Composites: Part B 37, p. 255-263, 2006.
- [21] J. Bouchet, E. Jacquelin, P. Hamelin: *Static and dynamic behavior of combined composite aluminium tube for automotive applications*, Composites Science and Technology 60, p. 1891-1900, 2000.
- [22] J. Bouchet, E. Jacquelin, P. Hamelin: *Dynamic axial crushing of combined composite aluminium tube: the role of both reinforcement and surface treatments*, Composite Structures 56, p. 87-96, 2002.
- [23] J. Bouchet, A. Bennani, E. Jacquelin, G. Lagarde, P. Hamelin: *Impact behavior of combined composite aluminium tube for automotive applications*, International Committee on Composite Materials 12, Paper number 316.
- [24] David A. Buckingham: *Steel Stocks in Use in Automobiles in the United States*, Fact Sheet 2005-3144, 2006.
- [25] M. Calomfirescu, A. S. Herrmann, C. König, J. Müller: *Numerische und experimentelle Untersuchung der Wellenausbreitung in Faserverbundstrukturen*, Materialprüfung - Materials Testing, Carl Hanser Verlag, Volume: 48, Issue Number: 5, 2006.
- [26] P. P. Camanho, G. Catalanotti, C. G. Dávilla, C. S. Lopes, M. A. Bessa, J. C. Xavier: *Resistance Curves in the Tensile and Compressive Longitudinal Failure of Composites*.
- [27] P. P. Camanho, C. G. Dávilla, S. T. Pinho, L. Iannucci, P. Robinson: *Prediction of in situ strengths and matrix cracking in composites under transverse tension and in-plane shear*, Composites: Part A 37, 2006
- [28] Daniel Carle, Gordon Blount: *The suitability of aluminium as an alternative material for car bodies*, Materials and Design 20, pp. 267-272, 1999.

- [29] G. Catalanotti, P.P. Camanho, J. Xavier, C.G. Dávila, A.T. Marques: *Measurement of resistance curves in the longitudinal failure of composites using digital image correlation*, Composites Science and Technology 70., pp. 1986-1993, 2010.
- [30] F.-K. Chang, R. Scott, G. S. Springer: *Failure Strength of Nonlinearity Elastic Composite Laminates Containing Pin-Loaded Holes-Method of Solution*, Composite Materials 18, pp. 464-477, 1984.
- [31] S. S. Cheon, D. G. Lee, K. S. Jeong: *Development of the composite bumper beam for passenger cars*, Composite Structures 32, 1995.
- [32] S. S. Cheon, D. G. Lee, K. S. Jeong: *Composite side-door impact beams for passenger cars*, Composite Structures Vol. 38, No. 1-4, 1997.
- [33] G. S. Cole and A. M. Sherman: *Lightweight Materials for Automotive Applications*, Materials Characterization Volume 35, Issue 1, Pages 3-9, July 1995.
- [34] R. Courant, K.O. Friedrichs, H. Lewy: *Über die partiellen Differenzgleichungen der mathematischen Physik*, Mathematische Annalen 100, pp. 32-74, 1928.
- [35] I.M. Daniel and T. Liber: *Strain Rate Effects on Mechanical Properties of Fiber Composites*, Final Report NASA/CR-135087, Hampton, 1976.
- [36] C. G. Dávila, P. P. Camanho: *Failure Criteria for FRP in plane stress*, Tech. Rep. NASA/TM-2003-212663, Hampton, 2003.
- [37] C. G. Dávila, N. Jaunky, S. Goswami: *Failure criteria for FRP laminates in plane stress*, 44th AIAA- ASME- ASCE- AHS- ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, 2003.
- [38] C. G. Dávila, P. P. Camanho: *Failure Criteria for FRP Laminates in Plane Stress*, Tech. Rep. NASA/TM-2003-212663, 2003.
- [39] C. G. Dávila, P. P. Camanho, C. A. Rose: *Failure Criteria for FRP Laminates*, Journal of Composite Materials 39, pp. 323-345, 2005.
- [40] DIN EN 2565: *Herstellen von CFK-Prüfplatten*, Stand September 1993.
- [41] DIN EN ISO 527-1: *Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften Teil 1: Allgemeine Grundsätze*, Stand April 1996.
- [42] DIN EN ISO 527-4: *Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*, Stand Juli 1997.
- [43] DIN EN ISO 527-4: *Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*, Stand Januar 2009.
- [44] DIN EN ISO 14125: *Faserverstärkte Kunststoffe: Bestimmung der Biegeeigenschaften*, Stand Juni 1998.



- [45] DIN EN ISO 14126: *Bestimmung der Druckeigenschaften in der Laminebene*, Stand Dezember 2000.
- [46] DIN EN ISO 14129: *Zugversuch an 45°-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungs-Kurve, des Schubmoduls in der Lagenebene*, Stand Februar 1998.
- [47] DOW: *Internetseite [www.dow.com](http://www.dow.com)*.
- [48] K. Drechsler: *Leichtbau*, Skript zu gleichnamiger Vorlesung, Stuttgart, 2006.
- [49] K. Drechsler: *Werkstoffe und Fertigungsverfahren der Luft- und Raumfahrttechnik*, Skript zu gleichnamiger Vorlesung, Stuttgart, 2004.
- [50] G. J. Dvorak, N. Laws: *Analysis of Progressive Matrix Cracking in Composite Laminates II. First Ply Failure*, Journal of Composite Materials, Vol. 21, 1987, pp. 309-329.
- [51] G. W. Ehrenstein: *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*, Carl Hanser Verlag, München, 2006.
- [52] N. Feindler: *Charakterisierungs- und Simulationsmethodik zum Versagensverhalten energieabsorbierender Faserverbundstrukturen*, Dissertation, Lehrstuhl für Carbon Composites, München, 2012.
- [53] P. Feraboli: *Development of a Corrugated Test Specimen for Composite Materials Energy Absorption*, Journal of Composite Materials 42, pp. 229-256, 2008.
- [54] P. Feraboli, B. Wade, F. Deleo, M. Rassaian, M. Higgins, A. Byar: *LS-DYNA MAT54 modeling of the axial crushing of a composite tape sinusoidal specimen*, Composites: Part A 42, pp. 1809-1825, 2011.
- [55] M. Feucht, A. Haufe, G. Pietsch: *Modelling of Adhesive Bonding in Crash Simulation*, LS-DYNA Anwenderforum Frankenthal, Keynote Vortrag, 2007.
- [56] Q. Fontana: *Speed and Temperature Effects in the Energy Absorption of Axially Crushed Composite Tubes*, Dissertation, University of Cambridge, 1990.
- [57] H. E. Friedrich, P. Treffinger, G. Kopp, H. Knäbel: *Werkstoffe und Bauweisen ermöglichen neue Fahrzeugkonzepte*, Forschung für das Auto von morgen: Aus Tradition entsteht Zukunft, Volker Schindler, Springer Berlin, 1. Auflage, 2007.
- [58] H. T. Hahn, T. Johannesson: *Fracture of unidirectional composites: Theory and applications*, Mechanics of Composite Materials, pp. 135-142, 1983.
- [59] El Hadj Hanefi, Tomasz Wierzbicki: *Axial resistance and energy absorption of externally reinforced metal tubes*, Composites: Part B 27B, pp. 387-394, 1996.
- [60] S. Hartmann, D. Moncayo, L. Aktay, T. Graf: *New Developments in LS-DYNA for the Simulation of long fiber reinforced Composite Materials*, NAFEMS - Fortschritte in der Simulation von Composites, 2011.
- [61] S. Hartmann: *Kontaktanalyse dünnwandiger Strukturen bei großen Deformationen*, Dissertation, Institut für Baustatik und Baudynamik, Universität Stuttgart 2007.

- [62] Z. Hashin: *Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites*, Journal of applied mechanics 47, pp. 329-334, 1980.
- [63] E. Holleman: *GLARE Development - An overview*, Memorandum M-684, Delft University of Technology, Faculty of Aerospace Engineering, 1994.
- [64] M. Holzapfel, G. Kopp, P. Adamski, H. Elsenhans, J. Christlein, T. Hambrecht: *Numerische Nachbildung der Crashfront von faserverstärkten Strukturen mit Hilfe von Mehrschalenmodellen*, 6. LS-DYNA Anwenderforum, Frankenthal, 2007.
- [65] M. Holzapfel, G. Kopp, P. Adamski, H. Elsenhans: *Untersuchungen zur Modellierung von Strukturen aus FKV unter Crashbelastung mit Hilfe von Mehrschalenmodellierungen*, 7. LS-DYNA FORUM, BAMBERG, 2008.
- [66] H. Huh, W. J. Kang: *Crash-worthiness assessment of thin-walled structures with the high-strength steel sheet*, International Journal of Vehicle Design, Vol. 30, No. 1/2, 2002.
- [67] Insurance Institute for Highway Safety: *Bumper Test and Rating Protocol*, Version VIII, 2010.
- [68] F. Johnson, C. M. Kindervater: *Composite energy absorbing concepts for lightweight vehicles*, International Symposium on Automotive Technology and Automation, 29, 1996
- [69] L. M. Kachanov: *Time rupture process under creep conditions*, Izv. Akad. Nauk, S.S.R. Otd Tech. Nauk. 8, pp 26-31, 1958.
- [70] H.-S. Kim, G. Ben, Y. Aoki: *Comparison of experimental results with FEM ones of rectangular CFRP tubes for front door members of automobiles*, 16th International Conference on Composite Materials, 2006.
- [71] H.-S. Kim, G. Ben, Y. Aoki: *Impact response behaviors of rectangular CRFP tubes for front side members of automobiles*, US-Japan Conference on Composite Materials, 12, Japan, 2007.
- [72] C. M. Kindervater: *Crash Resistance and strength of high performance composite light vehicle substructures*, National Specialists Meeting Composites Structures of the American Helicopter Society, 1994.
- [73] I. Kuch: *Crashuntersuchungen an Rohrstrukturen für den NFZ-Vorbau*, Technischer Bericht, DaimlerBenz, 1993.
- [74] D. Kuhl, G. Meschke: *Finite Elemente Methoden I & II*, Skript zu gleichnamiger Vorlesung, Bochum, 2002.
- [75] M. Langseth, O.S. Hopperstad, T. Berstad: *Crashworthiness of aluminium extrusions: validation of numerical simulation, effect of mass ratio and impact velocity*, International Journal of Impact Engineering 22, pp. 829-854, 1999.
- [76] Glyn Lawcock, Lin Ye, Yiu-Wing Mai: *Failure characteristics in a carbon fibre reinforced metal laminate*, International Conference on Composite Materials 10, pp. 235-242, 1995.
- [77] Glyn Lawcock, Lin Ye, Yiu-Wing Mai: *Novel fibre reinforced metal laminates for aerospace applications - a review, Part 1*, SAMPE Journal, 1995.

- [78] B. Liedtke: *Faserverbundkunststoff-/Metall-Hybridstrukturen im PKW-Rohkarosseriebau*, Dissertation, VDI-Verlag Reihe 12 Nr. 509, 2002.
- [79] Yuxuan Li, Zhongqin Lin, Aiqin Jiang, Guanlong Chen: *Use of high strength steel sheet for lightweight and crashworthy car body*, Materials and Design 24, 2003.
- [80] T. S. Lim, D. G. Lee: *Mechanically fastened composite side-door impact beams for passenger cars designed for shear-out failure modes*, Composite Structures 56, 2002.
- [81] C. T. Lin, P. W. Kao: *Effect of fiber bridging on the fatigue crack propagation in carbon fiber-reinforced aluminum laminates*, Materials Science and Engineering A Volume 190, pp. 65-73, 1995.
- [82] Livermore Software Technology Corporation: *LS-Dyna Keyword - User's Manual*, .
- [83] Livermore Software Technology Corporation: *LS-Dyna- Theory Manual, Version 971*, 2006.
- [84] M. Maier: *Experimentelle Untersuchung und numerische Simulation des Crashverhaltens von Faserverbundstrukturen*, Dissertation, Fachbereich Maschinenwesen, Universität Kaiserslautern, 1990.
- [85] M. Maier, K. Schweizerhof, S. Schmeer, M. Magin, S. Mattern: *Statusbericht zur Berechnung von CFK-Strukturen im Automobilbau*, Bericht Technische Universität Kaiserslautern (IVW) & Universität Karlsruhe (TH) (IFM), 2007.
- [86] P. Maimí, P. P. Camanho, J. A. Mayugo, C. G. Dávila: *A continuum damage model for composite laminates: Part I - Constitutive model*, Mechanics of Materials 39, pp. 897-908, 2007.
- [87] P. Maimí, P. P. Camanho, J. A. Mayugo, C. G. Dávila: *A continuum damage model for composite laminates: Part II - Computational implementation and validation*, Mechanics of Materials 39, pp. 909-919, 2007.
- [88] A.G. Mamalis, D.E. Manolakos, M.B. Ioannidis, D.P. Papapostolou: *The static and dynamic axial collapse of CRFP square tubes: finite element modelling*, Composite Structures Volume 74, Issue 2, pp. 213-225, 2006.
- [89] S. Mattern: *Hocheffiziente Formulierung und Implementierung finiter Elemente für transiente Analysen mit expliziter Zeitintegration*, Dissertation, Karlsruhe, 2012.
- [90] A. Matzenmiller, J. Lubliner, R. L. Taylor: *A constitutive model for anisotropic damage in fibre-composites*, Mechanics of Materials 20, pp. 125-152, 1995.
- [91] P. Middendorf: *Composites - Materialmodellierung und Anwendungen im Flugzeugbau* -, LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2004.
- [92] C. Mildner, N. Dölle, K. Drechsler, D. Moncayo, L. Aktay, R. Bjekovic: *Material characterization of fibre reinforced plastics by taking the post-critical behaviour into account*, NAFEMS - Progress in Simulating Composites, 2011.

- [93] C. Mildner, N. Dölle, K. Drechsler, R. Bjekovic: *Influence of reinforced metal structures using fibre reinforced plastics*, SEICO 11 - New Material Characteristics to cover New Application needs, 32nd International Technical Conference & Forum, Paris, 2011.
- [94] C. Mildner, N. Dölle, K. Drechsler, R. Bjekovic: *Experimental investigations on the impact behavior of hybrid Steel-FRP structures in 3-point-bending tests*, SPE ANTEC 2011 (Annual Technical Conference), Boston, 2011.
- [95] Mutronic: *Internetseite [www.mutronic.de](http://www.mutronic.de)*.
- [96] J. A. Nairn, C.-H. Liu, D.-A. Mendels, S. Zhandarov: *Fracture Mechanics Analysis of the Single-Fiber Pull-Out Test and the Microbond Test Including The Effects of Friction and Thermal Stresses*, Proc. 16th Ann. Tech. Conf. of the Amer. Soc. Composites, 2001.
- [97] Portillo Oscar, Romero Luis Eduardo: *Impact Performance of Advanced High Strength Steel Thin-Walled Columns*, Proceedings of the World Congress on Engineering Vol II, 2008.
- [98] F. París: *A Study of Failure Criteria of Fibrous Composite Materials*, National Aeronautics and Space Administration, Langley Research Center, 2001.
- [99] N. Peixinho, N. Jones, A. Pinho: *Experimental and numerical study in axial crushing of thin walled sections made of high-strength steels*, Journal De Physique IV: JP, 110, pp. 717-722, september 2003.
- [100] Jochen Peter: *Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Crashverhalten von Strukturbauteilen aus kohlefaserverstärkten Kunststoffen*, Dissertation, Fraunhofer Institut für Kurzzeitdynamik, 2004.
- [101] S. T. Pinho: *Modelling failure of laminated composites using physically-based failure models*, Dissertation, Departement of Aeronautics, Imperial College London, 2005.
- [102] S. T. Pinho, C. G. Dávila, P. P. Camanho, L. Iannucci, P. Robinson: *Failure Models and Criteria for FRP Under In-Plane or Three-Dimensional Stress States Including Shear Non-Linearity*, NASA/TM-2005-213530, Hampton, 2005.
- [103] S. T. Pinho, P. Robinson, L. Iannucci: *Fracture toughness of the tensile and compressive fibre failure modes in laminated composites*, Composites Science and Technology 66, pp. 2069-2079, 2006.
- [104] S. T. Pinho, L. Iannucci, P. Robinson: *Physically-based failure models and criteria for laminated fiber-reinforced composites with emphasis on fiber kinking: Part I: Development*, Composites: Part A 37, pp. 63-73, 2006.
- [105] S. T. Pinho, L. Iannucci, P. Robinson: *Physically-based failure models and criteria for laminated fiber-reinforced composites with emphasis on fiber kinking: Part II: FE implementation*, Composites: Part A 37, pp. 766-777, 2006.
- [106] A. Puck: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten - Modelle für die Praxis*, Carl Hanser Verlag München Wien, 1996.

- [107] A. Puck, H. Schürmann: *Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models*, Composites Science and Technology 58, pp. 1045-1067, 1998.
- [108] A. Puck, H. Schürmann: *Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models*, Composites Science and Technology 62, pp. 1633-1662, 2002.
- [109] J.S. Qiao, J.H. Chen, H.Y. Che: *Crashworthiness assessment of square aluminum extrusions considering the damage evolution*, Thin-Walled Structures 44, 2006.
- [110] RCAR Design Guide: *A manufacturers' guide to ensure good design practice for repairability and limitation of damage*, Version 1.1.
- [111] J.R. Rice : *A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*, Journal of Applied Mechanics, vol. 35, pp. 379-386, 1968.
- [112] J. Rösler, H. Harders, M. Bäker: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, Springer Verlag, 2012.
- [113] F. Schneider, N. Jones: *Impact of thin-walled high-strength steel structural sections*, International Journal of Mechanical Sciences, Volume 45, Issue 12, pp. 2061-2081, 2003.
- [114] C. R. Schultheisz, A. M. Waas: *Compressive failure of composites, part I: Testing and micromechanical theories*, Progress in Aerospace Sciences 32, pp. 1-42, 1996.
- [115] H. Schürmann: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*, Springer Verlag, 2007.
- [116] K. Schweizerhof, K. Weimar, Th. Rotter: *Improving and testing the composite material models in LS-Dyna*, Rep.No. CRASURV 2-1, CADFEM GmbH, Grafing, 1998.
- [117] K. Schweizerhof, K. Weimar, Th. Münz, Th. Rotter: *Crashworthiness analysis with enhanced composite material models in LS-DYNA - Merits and Limits*, LS-DYNA World Conference, 1998.
- [118] SGL: *Internetseite [www.sglgroup.com](http://www.sglgroup.com)*.
- [119] Kum Cheol Shin, Jung Ju Lee, Ku Hyun Kim, Min Cheol Song, Jeung Soo Huh: *Axial crush and bending collapse of an aluminum/GFRP hybrid square tube and its energy absorption capability*, Composite Structures 57, pp. 279-287, 2002.
- [120] P. D. Soden, M. J. Hinton, A. S. Kaddour: *Biaxial test results for strength and deformation of a range of E-glass and carbon fibre reinforced composite laminates: failure exercise benchmark data*, Composites Science and Technology 62, pp. 1489-1514, 2002.
- [121] Hong-Wei Song, Zhi-Min Wan, Zhi-Min Xie, Xing-Wen Du: *Axial impact behavior and energy absorption efficiency of composite wrapped metal tubes*, International Journal of Impact Engineering 24, pp. 385-401, 2000.
- [122] Alessandro Soprano, Alfonso Apicella, Luigi D'Antonio, Francesco Schettino: *Application of durability analysis to glare aeronautical components*, Int. J. Fatigue Vol. 18, No. 4, pp. 265-272, 1996.

- [123] Y.S. Tai, M.Y. Huang, H.T. Hu: *Axial compression and energy absorption characteristics of high-strength thin-walled cylinders under impact load*, Theoretical and Applied Fracture Mechanics 53, 2010.
- [124] V. Tarigopula, M. Langseth, O.S. Hopperstad, A.H. Clausen: *An experimental and numerical study of energy absorption in thin-walled high-strength steel sections*, WIT Transactions on Engineering Sciences, Vol 49, 2005.
- [125] V. Tarigopula, M. Langseth, O.S. Hopperstad, A.H. Clausen: *Axial crushing of thin-walled high-strength steel sections*, International Journal of Impact Engineering 32, 2006.
- [126] P. H. Thornton, J. J. Harwood, P. Beardmore: *Fiber-reinforced Plastic Composites for Energy Absorption Purposes*, Composites Science and Technology 24, pp. 275-298, 1985.
- [127] P. H. Thornton: *The Crush Behavior of Pultruded Tubes at High Strain Rates*, Journal of Composite Materials 24, pp. 594-615, 1990.
- [128] M. Tausen, T. Strutz, F. Strüber, C. Vieler, G. Gern: *Einsatz von Faserverbundwerkstoffen zur Verbesserung des Seitencrashverhaltens bei einem Personenkraftwagen*, VDI Bericht Nr. 1471, 1999.
- [129] S. W. Tsai: *Strength characterisation of composite materials*, Tech. Rep. NASA CR-224, National Aeronautics and Space Agency, 1965.
- [130] A. Vlot, J.W. Gunnink: *Fibre Metal Laminates - An Introduction*, Kluwer Academic Publishers, 2001
- [131] L. B. Vogelesang and A. Vlot: *Development of fibre metal laminates for advanced aerospace structures*, Journal of Materials Processing Technology, Volume 103, Issue 1, pp. 1-5, 2000.
- [132] H. Vogt, P. Beartmore, D. Hull: *Crash-Energieabsorption mit faserverstärkten Kunststoffen im Karosseriebau, Kunststoffe als Problemlöser im Automobilbau*, VDI Verlag, 1987.
- [133] H. Volker: *Optimaler Leichtbau durch Aluminium-CFK-Hybridbauweise*, Magazin Neue Werkstoffe 1, pp. 15-18, 1988.
- [134] A. Wall, S. Tinkl: *Nichtlineare Finite-Element-Methoden*, Skript zu gleichnamiger Vorlesung, München, 2010.
- [135] X. Wang: *Crushing behavior of multi-material tubular structures*, Doktorarbeit. Department of Solid Mechanics. Ecole Centrale de Lyon, 1991.
- [136] J. Winkelhofer, G. Trattinig, H. Schluder, B. Fellner: *Effiziente Ermittlung von Dehnraten- und Versagensparametern für die Fahrzeug-Crashsimulation mit LS-Dyna*, LS-Dyna Anwenderforum, Bamberg, 2008.
- [137] X. Xiao, C. McGregor, R. Vaziri and A. Poursartip: *Progress in composite tube crush simulation*, Int. J. Impact Engineering, Vol. 36, Issue 5, pp. 711-719, 2009.
- [138] S. E. Yamada, C. T. Sun: *Analysis of laminate strength and its distribution*, Journal of Composite Materials 12, pp. 275-284, 1978.

- [139] Zhongqi Yu, Zhongqin Lin, Yixi Zhao: *Evaluation of fracture limit in automotive aluminium alloy sheet forming*, Materials and Design 28, pp. 203-207, 2007.
- [140] Yan Zhang, Xinmin Lai, Ping Zhu, Wurong Wang: *Lightweight design of automobile component using high strength steel based on dent resistance*, Materials and Design 27, 2006.
- [141] Zwick: *Internetseite [www.zwick.de](http://www.zwick.de)*.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die folgenden Diplomarbeiten bzw. Masterarbeiten betreut, ohne explizit erwähnt worden zu sein:

J. Schoppa: *Experimentelle Untersuchungen zum dynamischen Verhalten von FKV-Metall Hybridstrukturen*, Fachhochschule Jena, 2009 (unveröffentlicht).

D. Kun: *Untersuchung der Lebensdauereigenschaften von hybriden Bauteilstrukturen*, Fachhochschule Ulm, 2009 (unveröffentlicht).

E. Reinhardt: *Experimentelle und numerische Untersuchung des Delaminationsverhaltens von glasfaserverstärkten Kunststoffen*, Fachhochschule Ulm, 2010 (unveröffentlicht).

S. Töpfer: *Experimentelle und numerische Untersuchungen des dynamischen Verhaltens eines FVK-verstärkten Metallbauteils*, Universität Dresden, 2010 (unveröffentlicht).

M. Bruch: *Thermomechanische Untersuchungen an faserverstärkten Kunststoff-Metallhybrid Strukturen*, Fachhochschule Augsburg, 2011 (unveröffentlicht).

G. Höpfner: *Experimentelle Untersuchungen an FVK/Metall-Bauteilen - Einfluss alternativer Faserorientierungen im Mehrschichtverbund*, Hochschule Anhalt, 2011 (unveröffentlicht).

S. Konanur: *Characterisation of the failure criteria of a user defined LS-Dyna material model for fibre reinforced plastics*, RWTH Aachen, 2011 (unveröffentlicht).

S. Kerchnawe: *Potentialanalyse des User-Materialmodells von Pedro Camanho in LS-Dyna*, Universität Dresden, 2011 (unveröffentlicht).

S. Kerchnawe: *Vergleich von physikalisch und nichtphysikalisch basierten Materialmodellen in LS-Dyna zur Darstellung von faserverstärkten Kunststoffen*, Universität Dresden, 2011 (unveröffentlicht).

M. Kaßner: *Experimentelle und numerische Untersuchung eines faserverbundspezifischen LS-Dyna-Materialmodells nach Pinho*, Universität Dresden, 2011 (unveröffentlicht).

C. Kunz: *Experimentelle Untersuchungen zum dynamischen und quasistatischen Verhalten von FVK-verstärkten Metallbauteilen unter Einfluss verschiedener Klebesysteme*, Universität Dresden, 2012 (unveröffentlicht).