

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Carbon Composites (LCC)

**Charakterisierungs- und Simulationsmethodik zum
Versagensverhalten energieabsorbierender
Faserverbundstrukturen**

Nico Feindler

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. H. Baier

Prüfer der Dissertation: 1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. K. Drechsler
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. P. Middendorf,
Universität Stuttgart

Die Dissertation wurde am 27.06.2012 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 17.12.2012 angenommen.

Vorwort

An dieser Stelle gilt mein herzlicher Dank meinen wissenschaftlichen Betreuern Herrn Prof. Dr.-Ing. K. Drechsler und Herrn Prof. Dr.-Ing. P. Middendorf für die Möglichkeit diese Arbeit durchführen zu können. Sowohl die fachlichen Diskussionen als auch die gute Zusammenarbeit waren stets sehr hilfreich.

Großer Dank gilt auch den Mitarbeitern des Audi Leichtbauzentrums in Neckarsulm, die mit Rat und Tat und nicht zuletzt mit einem guten Arbeitsklima zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Insbesondere bei Jochen Döll, der mich während der gesamten Zeit unterstützt hat, möchte ich mich für die vielen fachlichen Diskussionen und die gute Zusammenarbeit bedanken.

Ebenso danke ich allen Kollegen und Mitarbeitern des Institutes für Flugzeugbaus an der Universität Stuttgart für die gute und intensive Zusammenarbeit. Karin Birkefeld, Torben Priß und Jan-Philipp Fuhr möchte ich darüber hinaus für das Korrekturlesen und die vielen hilfreichen Anmerkungen danken.

Auch den vielen Studenten, die im Rahmen ihrer Studien- und Diplomarbeiten meine Arbeit unterstützt haben sowie den wissenschaftlichen Hilfskräften möchte ich ganz besonders danken.

Abschließend gilt mein herzlicher Dank meiner Familie für den großen Rückhalt und Zuspruch während der Erstellung dieser Arbeit. Meiner lieben Freundin Andrea danke ich besonders für die unzähligen Stunden, in denen sie mich bei dieser Arbeit unterstützt hat und natürlich für den Verzicht zahlreicher Wochenenden und Abende, an denen ich an der Arbeit gesessen habe.

Kurzfassung

Im Bereich der Energieabsorptionselemente können Faserverbundkunststoffe (FVK), bei einer entsprechenden Dimensionierung, ein hohes Leichtbaupotenzial aufweisen. Die resultierenden gewichtsspezifischen Absorptionskennwerte hängen hierbei deutlich vom korrespondierenden Versagensverhalten ab. Während ein progressives Versagen zu einer hohen Energieabsorption führt, zeigen Bauteile mit einem spröden oder überlagerten Bruchverhalten deutlich niedrigere Kennwerte.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden Charakterisierungs- und numerische Berechnungsmethoden vorgestellt, mit denen FVK-Strukturen hinsichtlich ihres Versagensverhaltens und potenzieller Instabilitäten analysiert werden können. Ausgehend von der Werkstoffcharakterisierung auf Couponebene werden die Materialkennwerte als Grundlage für die entwickelten Simulationsmethoden verwendet und für eine weitergehende Analyse von axial belasteten FVK-Strukturen genutzt. In diesem Zusammenhang wird über das entwickelte „Konzept des wirksamen Querschnitts“, das aus dem Versagensverhalten abgeleitet wird, eine Vordimensionierung des Kraftniveaus und der spezifischen Kennwerte durchgeführt. Bauteile können somit näher bewertet und Verbesserungspotenziale bei der Querschnittsdefinition effizient identifiziert werden. Basierend auf diesen Erkenntnissen wird zur Integration des energieabsorbierenden Verhaltens in eine Gesamtfahrzeugsimulation eine berechnungseffiziente hybride FE-Methode (mit Schalen- und Volumenelementen) entwickelt. Im Gegensatz zu konventionellen FVK-Modellen kann hierbei das charakteristische Versagensverhalten numerisch verbessert dargestellt und somit für die Auslegung von Fahrzeugstrukturen mit energieabsorbierenden FVK-Strukturen verwendet werden.

In der abschließenden Validierung werden die vorgestellten Berechnungsmethoden zu einer durchgängigen Prozesskette verbunden. Hierbei wird gezeigt, dass mithilfe der numerischen Modelle Potenziale in der Bauteildefinition identifiziert werden, wodurch im vorliegenden Fall eine Steigerung der spezifischen Energieabsorption (SEA) und somit des Leichtbaupotenzials von über 40% bei gleichem Bauraum und Bauteilgewicht erzielt wird.

Abstract

In car crash situations where a large amount of kinetic energy has to be absorbed by the structure the use of composite material can lead to a significant weight reduction. Depending on the failure mode these structures show very different specific energy absorption (SEA) values. While a progressive crushing leads to high SEA values an instable or combined failure mode shows significant lower specific values.

This thesis presents experimental and numerical methods to analyse the failure mode and the performance of composite structures under axial crushing. As a first step a characterisation of the used material is performed in order to acquire reliable input data for the numerical studies; tests undertaken include tensile, shear, compression and crushing tests on flat coupons. For the analysis of the failure mode and the evaluation of the resulting specific energy absorption the “concept of the effective cross-section” is developed. Based on analytic equations and nonlinear implicit simulations this method allows comparing and optimizing different concepts for the use as an energy absorbing structure. Furthermore a time-efficient hybrid model, based on a coupled shell-solid approach, is established to implement the crushing characteristic in an explicit car-crash-simulation. Compared to a standard shell composite material model this new method shows a significant improvement for the simulation of the progressive crushing mode. Since a macroscopic model is used the time-step does not drop due to stability issues.

In the final validation the presented numerical methods are used for the development of an energy absorbing structure. Both, the “concept of the effective cross-section” and the hybrid model are in good agreement with corresponding experimental investigations on open geometries. It is shown that using the developed methods for an optimization of a structural part can improve the performance of over 40% compared to a base variant.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	III
Kurzfassung	V
Abstract	VII
Inhaltsverzeichnis	IX
Abkürzungsverzeichnis	XIII
1 Einleitung	1
1.1 Hintergrund	1
1.2 Zielsetzung und Gliederung.....	4
2 Theoretische Grundlagen und Stand der Technik	7
2.1 Eigenschaften FVK.....	7
2.2 Energieabsorption mit FVK	12
2.2.1 Energieabsorptionsmechanismen	12
2.2.2 Charakteristische Kennwerte.....	18
2.2.3 Einflussgrößen.....	20
2.3 Numerische Berechnungsverfahren.....	29
2.3.1 Faserverbundmaterialmodelle	29
2.3.2 Simulation Energieabsorptionsverhalten FVK.....	33
2.4 Schlussfolgerungen für die Arbeit	37
3 Charakterisieren der mechanischen Werkstoffkennwerte	39
3.1 Verwendetes Material und Probekörperherstellung	39
3.2 Charakterisieren der Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte	43
3.2.1 Basislamine.....	44
3.2.2 Interlaminar verstärkte Lamine (getuftet).....	49
3.3 Experimentelle Untersuchungen zum Energieabsorptionsverhalten mit ebenen Prüfkörpern.....	52

3.3.1	Versuchsaufbau und Vorrichtung.....	52
3.3.2	Versuchsdurchführung.....	56
3.3.3	Korrelation der Ergebnisse zu Omega-Profilen.....	59
3.4	Parameterstudie.....	60
3.4.1	Einfluss der Versagensinitiierung (Triggerung)	61
3.4.2	Einfluss der Faserorientierung	62
3.4.3	Einfluss der unidirektionalen Lagen im Verbund	64
3.4.4	Einfluss der interlaminaren Verstärkung (Tuftung)	66
3.4.5	Einfluss der Dehnrates.....	68
4	Bewerten und Vordimensionieren von energieabsorbierenden FVK-Strukturen ..	71
4.1	Das Konzept des wirksamen Querschnitts.....	73
4.1.1	Instabilitäten von Strukturen.....	73
4.1.2	Dimensionierungsmethodik	74
4.2	Explizites FE-Detailmodell zur Analyse von energieabsorbierenden FVK- Strukturen.....	78
4.2.1	Modellaufbau	79
4.2.2	Materialmodelle	80
4.2.3	Parameteridentifikation	84
4.3	Berechnungsstudien zum Geometrieinfluss auf die SEA und Korrelation zu Versuchsergebnissen.....	87
4.3.1	Untersuchte Probekörper.....	87
4.3.2	Anwendung des Konzepts des wirksamen Querschnitts	88
4.3.3	Explizites FE-Detailmodell	92
4.3.4	Korrelation numerischer und experimenteller Ergebnisse	94
4.4	Numerische Untersuchungen zum Einfluss interlaminarer Verstärkung.....	97
5	Gesamtfahrzeugtaugliche FE-Simulationsmethodik zur Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens	101
5.1	Anforderungen an das Simulationsmodell	101
5.2	Modellaufbau und Modellierung	103
5.2.1	Steifigkeits- und Festigkeitsmodellierung	105
5.2.2	Modellierung des Energieabsorptionsverhaltens.....	107
5.2.3	Darstellung des Übergangsbereiches.....	109

5.3	Modellkonfiguration.....	112
5.3.1	Axialer Aufprall	112
5.3.2	Schrägaufprall	114
5.3.3	Partielles progressives Versagen.....	122
6	Anwendung und Validierung der Auslegungsmethodik	125
6.1	Randbedingungen und Material.....	126
6.2	Vorauslegung des Querschnitts	127
6.3	Generische Struktur.....	136
6.4	Vorderwagenkonzept	139
7	Zusammenfassung	143
	Literaturverzeichnis.....	147
	Bildverzeichnis	159
	Tabellenverzeichnis.....	169
A	Anhang.....	171
A.1	Experimentelle Ergebnisse zum Energieabsorptionsverhalten an ebenen Probekörpern.....	171
A.2	Experimentelle Ergebnisse zum Energieabsorptionsverhalten an FVK-Profilen ..	182

Abkürzungsverzeichnis

AFK	Aramidfaserverstärkter Kunststoff
ASF	Audi Space Frame
B	Bor
C	Kohlenstoff
CAI	Compression after Impact (Druckeigenschaft nach Impaktbelastung)
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CLT	Classical Lamination Theory (Klassische Laminattheorie)
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
DMS	Dehnungsmessstreifen
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
E-Modul	Elastizitätsmodul
EP	Epoxid
FEM	Finite Elemente Methode
FVG	Faservolumengehalt
FVK	Faserverbundkunststoff
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
HM	High modulus (Hochsteif)
HT	High tenacity (Hochfest)
IFB	Institut für Flugzeugbau
IM	Intermediate modulus
MAG	Multiaxialgelege
N	Stickstoff
NEFZ	Neuen Europäischen Fahrzyklus
NFK	Naturfaserverstärkte Kunststoffe

O	Sauerstoff
PAS	Polyarylsulfon
PEEK	Polyetheretherketon
PEI	Polyetherimid
PI	Polyimid
Prepreg	Preimpregnated fibres
RT	Raumtemperatur
SEA	(Gewichts-)spezifische Energieabsorption
Si	Silizium
UD	Unidirektional
UP	Ungesättigtes Polyester
US-NCAP	US New Car Assessment Program
UV	Ultraviolett
VARI	Vacuum assisted resin infusion (Vakuumbasierter Infiltrationsprozess)
VE	Vinylester
WWFE	World Wide Failure Exercise
Zfb	Zwischenfaserbruch

1 Einleitung

1.1 Hintergrund

Neue gesetzliche Auflagen zur Reduktion der Schadstoffemissionen sowie das zunehmende Umweltbewusstsein steigern den Bedarf an verbrauchseffizienteren Fahrzeugen für zukünftige Modellgenerationen. Neben innovativen Antriebskonzepten, wie hybride oder vollelektrifizierte Fahrzeuge, steht hierbei die Reduktion der Fahrzeuggesamtmasse im derzeitigen Entwicklungsfokus der Automobilindustrie. In der Vergangenheit führten jedoch die gestiegenen Ansprüche an den Fahrkomfort und den Insassenschutz zu einer stetigen Zunahme der Fahrzeuggesamtmasse. Dieses zeigt sich beispielhaft an der Gewichtsentwicklung des Volkswagens Golf, bei dem das durchschnittliche Gewicht der sechsten Generation um ca. 35% im Vergleich zur Modelleinführung aus dem Jahre 1975 zugenommen hat (Bild 1.1). Eine Umkehr der in der Vergangenheit steigenden Gewichtsentwicklung ist zukünftig nur durch einen weiterführenden Konzept-, Stoff- und Systemleichtbau über alle Fachbereiche hinweg realisierbar [Sch08] [Kle00]. Da mit Ausnahme des Luftwiderstandes alle Fahrzeugwiderstände direkt von der Fahrzeuggesamtmasse abhängen, kann eine Reduktion um 100 kg im „Neuen Europäischen Fahrzyklus“ (NEFZ) die CO₂-Emission pro gefahrenem Kilometer um ca. 10 g senken [Sch08]. Die Karosserie, als eine der wesentlichen Komponenten, besitzt hierbei eine entscheidende Bedeutung. Durch den Einsatz moderner Leichtbauwerkstoffe und Technologien kann eine Gewichtsreduzierung erzielt werden, ohne dabei die Funktion oder den Kundennutzen einzuschränken. Dieses führt sowohl zur Steigerung der Fahrdynamik (Quer- und Längsbeschleunigung) als auch zu einer wesentlichen Verbrauchs- und Emissionsreduktion im Fahrbetrieb.

Erste systematische Entwicklungen eines neuen Leichtbaukonzeptes im Fahrzeugbau begannen in den neunziger Jahren mit dem Audi Space Frame (ASF®). Durch den Einsatz von Aluminium-Strangpressprofilen, Gusselementen und Blechen in der Karosserie konnte beim AUDI A8 (Generation D2) eine deutliche Gewichtsabnahme gegenüber vergleichbaren Stahlbauweisen erzielt werden ohne dabei die Funktion oder die Komfoteigenschaften zu reduzieren. Auch in derzeitigen Fahrzeugstrukturen werden Aluminiumstrukturen (Mercedes-Benz SLS) oder hybride Strukturen aus Stahl- und Aluminiumwerkstoffen (AUDI TT) eingesetzt.

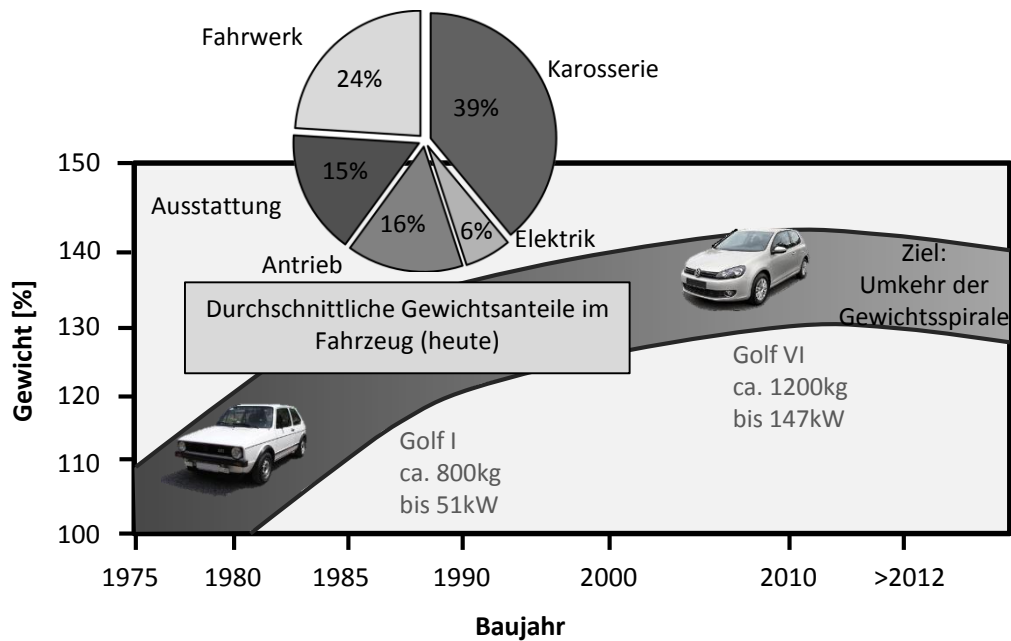


Bild 1.1: Entwicklung der Fahrzeuggewichte am Beispiel Volkswagen GOLF mit Darstellung der aktuellen Gewichtsanteile [Volkswagen].

Für einen weiterführenden Leichtbau stehen neben der Entwicklung neuer metallischer Legierungen auch Faserverbundkunststoffe (FVK) im Fokus. Aufgrund ihrer hohen gewichtsspezifischen Kennwerte, der über den Lagenaufbau einstellbaren mechanischen Eigenschaften sowie der freieren Gestaltungsmöglichkeiten weisen diese ein großes Leichtbaupotenzial auf. Neben steifigkeits- und festigkeitsdominierten Lastfällen können FVK hierbei auch für eine gezielte Energieabsorption verwendet werden. In aktuellen Fahrzeugstrukturen werden zur Erfüllung der Craschanforderungen vorrangig metallische Bauteile verwendet, um bei einem Aufprall Anteile an der kinetischen Energie zu absorbieren. Während diese Strukturen die Energie primär durch plastische Deformation absorbieren, kann bei axialer Belastung einer FVK-Struktur ein kontinuierlicher progressiver Versagensprozess initiiert werden. Hierbei wird durch gezielte Materialzerstörung wie Faserbrüche, Delaminationen, Matrixbrechen sowie Reibung innerhalb der Bruchfront eine Energieaufnahme erreicht. In Abhängigkeit vom verwendeten Material, der Geometrie und der Belastungsart weisen die erreichbaren Kennwerte eine große Streubreite auf, wobei die maximale gewichtsspezifische Energieabsorption (SEA) bei FVK teilweise deutlich über vergleichbaren Aluminium- oder Stahlstrukturen liegt [Mar02]. Im Gegensatz zum Faltenbeulen bei Metallen existiert beim progressiven Zerstörungsmechanismus keine Verblockungslänge, d.h. eine Restlänge, in der keine weitere Energie aufgenommen werden kann. Dadurch ist es möglich die gesamte Bauteillänge zu nutzen und eine höhere Leichtbaueffizienz zu erzielen. In Bild 1.2 ist schematisch das Faltenbeulen einer metallischen Struktur sowie das progressive Zerstörungsverhalten eines FVK-Bauteils mit typischen spezifischen Kennwerten und Kraft-Weg-Verläufen dargestellt.

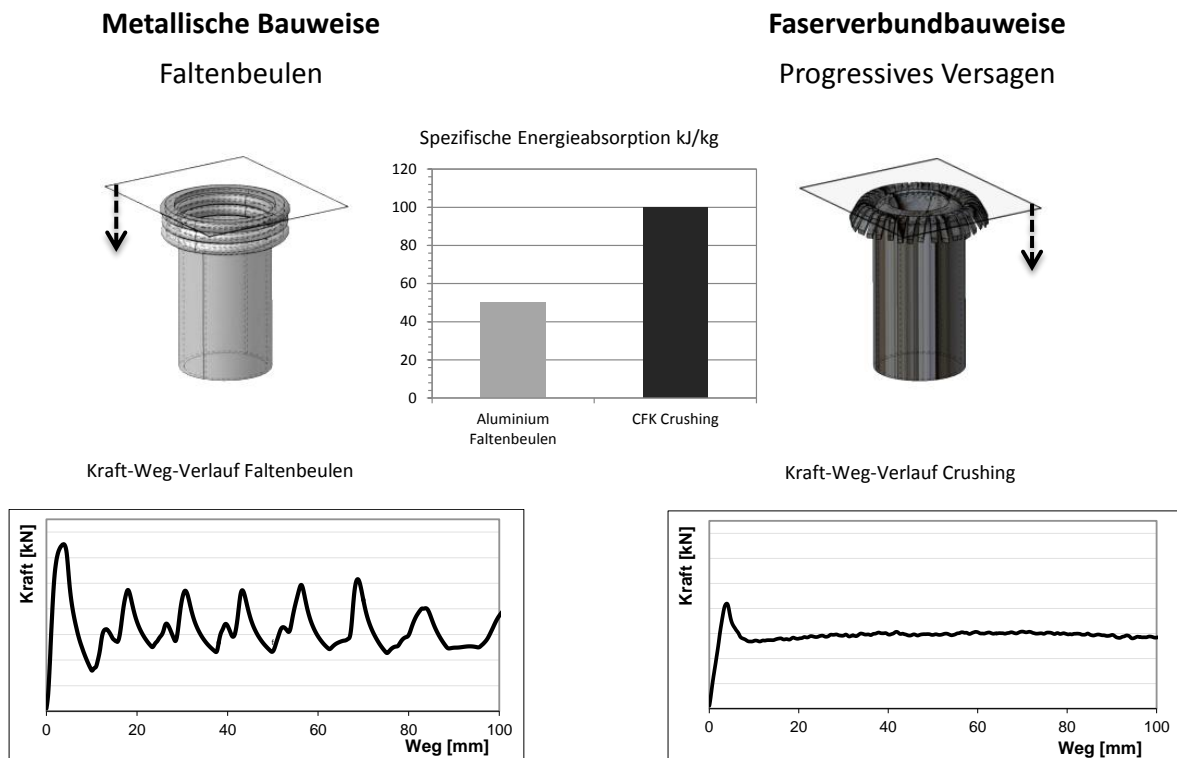


Bild 1.2: Vergleich des charakteristischen Energieabsorptionsverhaltens von metallischen und Faserverbundstrukturen und typischen spezifischen Kennwerten.

Für die Auslegung solcher energieabsorbierenden Strukturen werden vorrangig numerische Berechnungsverfahren eingesetzt, wodurch kostenintensive Komponenten- und Prototypenversuche minimiert werden. Bei heutigen Aluminium- und Stahlkarosserien ist die Prognosegüte der Simulationsprogramme relativ hoch, so dass eine Vielzahl von Optimierungsschleifen bereits in der frühen Entwicklungsphase rein virtuell durchgeführt werden können (Frontloading). Insbesondere bei der Crashauslegung kann die Finite Elemente Methode (FEM) gezielt genutzt werden, um die Vorgänge während der Deformation im Detail zu untersuchen und zu optimieren. Während die Analyse des Crashverhalten von metallischen Strukturen seit vielen Jahren in konventionellen FEM-Programmen etabliert ist, stellt die mikromechanische Charakteristik des energieabsorbierenden Verhaltens von FVK-Elementen die numerische Simulation vor neue Herausforderungen. Derzeit existieren weder genormte Standardmethoden zur Materialcharakterisierung noch eine etablierte Simulationsmethodik zur Auslegung eines FVK-Crashelementes. Zwar finden, aufgrund des hohen Leichtbaupotenzials, solche Bauteile schon im automobilen Motorsport und in einigen hochpreisigen Supersportwagen Anwendung, die Auslegung basiert jedoch vorrangig auf empirischen und versuchsbasierten Optimierungsschleifen.

1.2 Zielsetzung und Gliederung

Um das hohe Leichtbaupotenzial von energieabsorbierenden FVK-Bauteilen für zukünftige Fahrzeuggenerationen effizient nutzen zu können, muss das Bauteilverhalten bereits in der frühen Entwicklungsphase analysier- und auslegbar sein. Durch den Einsatz von Simulations- und Auslegungsmethoden sind kostenintensive versuchsbasierte Entwicklungen zu minimieren. Hierfür stehen in aktuellen FEM-Programmen Faserverbundmodellierungen zur Verfügung, die sowohl den schichtweisen Aufbau als auch die Anisotropie des Werkstoffes berücksichtigen. Bauteile, die steifigkeits- und festigkeitsrelevant sind, können mit diesen Modellen näher analysiert werden. Für eine gezielte Energieabsorption mit FVK-Crashbauteilen stehen jedoch keine Standardmethoden zur Verfügung. Aufgrund der charakteristischen Eigenschaften der konventionellen FVK-Modelle wird das progressive Versagensverhalten nur unzureichend wiedergegeben (vgl. Kapitel 2.3.2).

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist ein Beitrag zur methodischen Analyse von energieabsorbierenden FVK-Elementen. In diesem Rahmen sollen neben experimentellen Untersuchungen numerische Methoden entwickelt werden, mit denen zum einen eine Vordimensionierung auf Bauteilebene und zum anderen die Implementierung des energieabsorbierenden Verhaltens von FVK in eine Gesamtfahrzeugsimulation möglich ist. Bild 1.3 zeigt die Prozesskette, in der, ausgehend von der Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften eines Materials, die Bauteile hinsichtlich ihrer Energieabsorptionsfähigkeit bewertet und dimensioniert werden. Zur Auslegung im Gesamtfahrzeugkontext wird das entsprechende Bauteilverhalten über berechnungseffiziente numerische Modelle in eine explizite Crashsimulation implementiert.

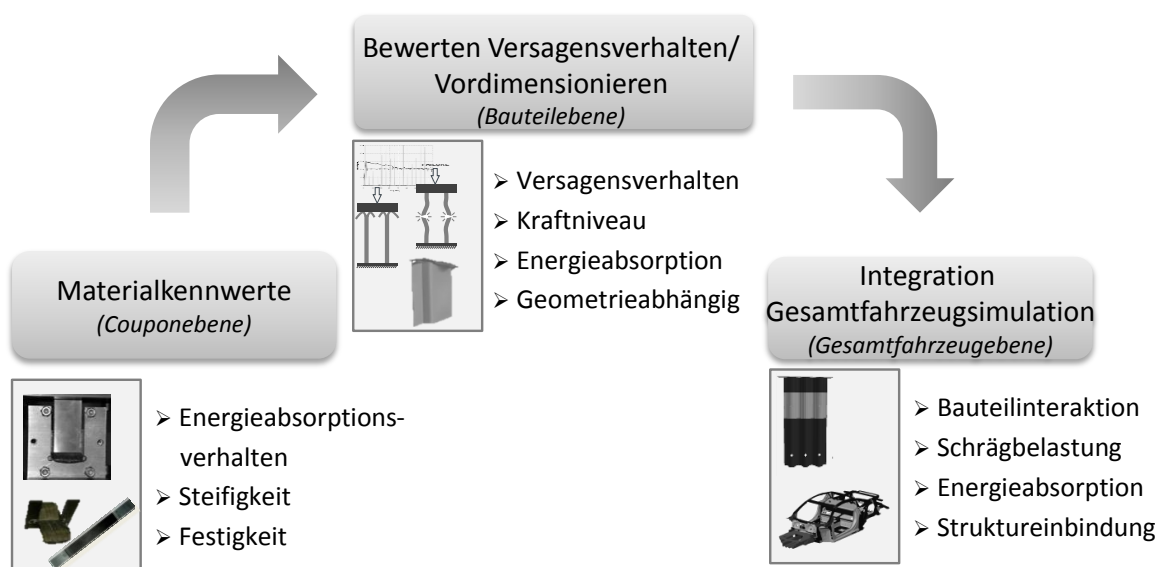


Bild 1.3: Vorgehen zur methodischen Charakterisierung, Vordimensionierung und Simulation von energieabsorbierenden FVK-Bauteilen.

Zu Beginn der vorliegenden Arbeit (Kapitel 2) wird auf den Stand der Technik sowie die entsprechenden Grundlagen in diesem Themengebiet eingegangen. Neben der Erläuterung der charakteristischen Kennwerte sollen die wichtigsten Einflussgrößen auf das Crashverhalten von FVK herausgestellt werden. Hierfür werden wesentliche Erkenntnisse aus bereits durchgeführten Untersuchungen zum Versagensverhalten von FVK zusammengefasst. Die sich daraus ergebenden Schlussfolgerungen und Arbeitsfelder sind im Kapitel 2.4 dargestellt.

In Kapitel 3 werden experimentelle Untersuchungen zum mechanischen Materialverhalten von FVK vorgestellt. In diesem Rahmen werden neben der Charakterisierung der Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte Analysen zum Energieabsorptionsverhalten mit ebenen Probekörpern durchgeführt. Für die Versuchsdurchführung wird ein Prüfstand entwickelt, wodurch ein Ausknicken des Probekörpers verhindert und ein progressives Versagensverhalten erzielt wird. Eine Untersuchung der ermittelten Kennwerte mit vergleichbaren Versuchen an Profilen mit Omega-Querschnitten zeigt eine gute Übertragbarkeit der entsprechenden Kennwerte für das untersuchte Material. Abschließend wird in einer experimentellen Parameterstudie der Einfluss der Versagensinitiierung, der unidirektionalen Lagen, der Faserorientierung, der Dehnratenabhängigkeit sowie verschiedener z-verstärkter (getufteter) Lamine auf die Energieabsorption untersucht.

Zur Dimensionierung von energieabsorbierenden FVK-Strukturen werden in Kapitel 4 zwei numerische Methoden vorgestellt, die eine Analyse und Bewertung des Versagensverhaltens und der entsprechenden Kennwerte von FVK-Bauteilen ermöglichen. Zum einen wird das „Konzept des wirksamen Querschnitts“ entwickelt, um Bauteile, ausgehend von ihrer Strukturverformung und der in Kapitel 3 experimentell ermittelten Kennwerte, hinsichtlich ihres Versagensverhaltens qualitativ und quantitativ zu bewerten. Zum anderen dient ein entwickeltes explizites Simulationsmodell in PAM-CRASH zur detaillierteren Untersuchung des Versagensverhaltens. Hierfür wird ein geschichtetes Schalenmodell zusammen mit entsprechenden Delaminationsmodellen verwendet, um die wesentlichen mechanischen Vorgänge innerhalb der Bruchfront numerisch näher zu analysieren. In diesem Kapitel werden zur Modellvalidierung abschließend Probekörper mit unterschiedlichen Querschnitten numerisch bewertet und mit entsprechenden Versuchsergebnissen korreliert.

Effiziente Gesamtfahrzeugcrashberechnungen für einen automobilen Auslegungsprozess sind aufgrund der derzeit verfügbaren Rechnerkapazitäten vorzugsweise mit makroskopischen Modellen durchzuführen. In Kapitel 5 erfolgt daher die Entwicklung einer numerischen Methode, mit der das energieabsorbierende Verhalten von FVK in einer Gesamtfahrzeugsimulation dargestellt werden kann. Unter Verwendung eines hybriden Modellansatzes aus Schalen und Volumenelementen können Crashberechnungen

durchgeführt werden, ohne dabei die Gesamtrechenzeit im Vergleich zu konventionellen Modellen signifikant zu erhöhen.

Die in den Kapiteln 3 bis 5 beschriebenen Methoden werden im anschließenden Kapitel zu einer durchgängigen Auslegungskette verknüpft. Anhand zweier generischer Bauteile werden die Entwicklungsmethoden aufgezeigt und validiert. Die erzielten Erkenntnisse werden abschließend für die Auslegung und Simulation einer beispielhaften energieabsorbierenden Faserverbund-Vorderwagenstruktur in einem Gesamtfahrzeug verwendet.

2 Theoretische Grundlagen und Stand der Technik

Im vorliegenden Kapitel wird auf die theoretischen Grundlagen und den aktuellen Stand der Technik näher eingegangen. In diesem Rahmen werden die wesentlichen Eigenschaften von FVK, die grundlegenden Mechanismen zur Energieabsorption sowie die entsprechenden charakteristischen Kennwerte behandelt. Basierend auf bereits veröffentlichten Ergebnissen zum Energieabsorptionsverhalten wird der Einfluss wesentlicher Parameter, wie z.B. des Faser- und Matrixmaterials, des verwendeten Lagenaufbaus und der Belastungsgeschwindigkeit, auf die Energieabsorption zusammengefasst. In der darauffolgenden Übersicht werden die Grundlagen der verwendeten numerischen FVK-Materialmodelle sowie bekannte Modellierungsansätze zur Simulation des Energieabsorptionsverhaltens und deren Anwendungsgrenzen dargestellt.

2.1 Eigenschaften FVK

Faserverstärkte Kunststoffe sind heterogene Werkstoffverbunde, deren Eigenschaften sich aus der Matrix und den darin eingebetteten Fasern zusammensetzen (Bild 2.1). In modernen Hochleistungsverbunden werden endlose, gerichtete Fasern verwendet, welche vorrangig die mechanischen Kennwerte dominieren. Die resultierende Anisotropie ist bei der Auslegung zu beachten und kann gezielt zur Gewichtsminimierung genutzt werden [Sch07] [Dur08].

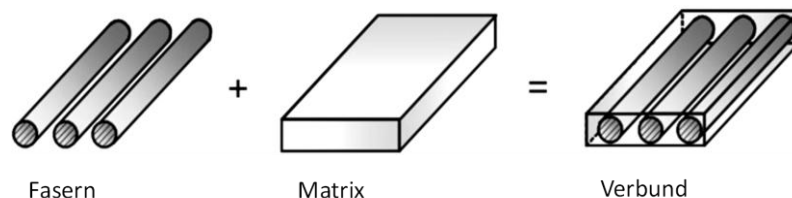


Bild 2.1: Komponenten eines faserverstärkten Verbundes aus Fasern und Matrix (hier: unidirektionale Einzelschicht) [Pre10].

Verstärkungsfasern

Die Anforderungen an die Verstärkungsfasern eines effizienten Leichtbauwerkstoffes sind sowohl eine hohe gewichtsspezifische Festigkeit als auch entsprechende Steifigkeitswerte.

Aufgrund ihrer geringen Dichte eignen sich die ersten beiden Reihen des Periodensystems (u.a. B, C und Si) als atomare Bausteine für Verstärkungsfasern [Sch07].

Glasfasern (Basis Si) sind durch ihre ausgewogenen mechanischen Kennwerte (Steifigkeit und Festigkeit) bei gleichzeitiger guter Verarbeitbarkeit sowie den niedrigen Materialpreis gekennzeichnet. Ihre Festigkeiten sowie der hohe Elastizitätsmodul (E-Modul) werden durch stark kovalente Bindungen zwischen Silizium und Sauerstoff erreicht [Sch07].

Kohlenstofffasern (Basis C) bieten das höchste Leichtbaupotenzial und die besten Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte. Sie werden vorrangig als sogenannte Standardfasern, als hochfeste Fasern (HT), als Hochmodulfasern (HM) oder als intermediate (IM) Fasern angeboten. Aufgrund des hohen Orientierungsgrades der Graphitstruktur sind die mechanischen Eigenschaften der Kohlenstofffasern richtungsabhängig, so dass die Kennwerte quer zur Faserrichtung deutlich niedriger als in Faserlängsrichtung ausfallen [Dre06] [Ehr92]. Dieser Fasertyp zeigt ein relativ sprödes Verhalten bei einer typischen Bruchdehnung von $< 2,0\%$.

Im Gegensatz dazu weisen die Aramidfasern, lineare, organische Polymere mit einer kovalenten Bindung entlang der Faserachse, eine hohe Schlagfestigkeit auf [Ehr99]. Aufgrund ihrer relativ hohen Bruchdehnung und guten gewichtsspezifischen Zugfestigkeiten finden sie in einigen Bauteilen Anwendung. Nachteile dieser Fasern sind deren Neigung zur Feuchtigkeitsaufnahme, die Degradation durch UV-Strahlung sowie die schlechten Druckeigenschaften.

Matrix

Die wesentlichen Aufgaben der Matrix sind im Folgenden aufgelistet:

- Einleitung der Kräfte in die Fasern,
- Gewährleistung des Kraftflusses zwischen den Fasern,
- Schutz der eingebetteten Fasern gegen Umwelteinflüsse und
- Erhalt der geometrischen Form des Bauteils.

Duroplaste und Thermoplaste sind die bedeutendsten Klassen der Matrixsysteme für faserverstärkte Hochleistungsverbunde. Letztgenannte bestehen aus linearen oder verzweigten Makromolekülen, die durch Verhakung oder Kristallitbildung eine Nebenvalenzbindung aufweisen. Aufgrund ihrer Eigenschaften können thermoplastische Systeme typischerweise aufgeschmolzen und somit umgeformt oder wiederverwertet werden. Die bedeutendsten thermoplastischen Materialien und deren mechanische Eigenschaften sind von Schürmann [Sch07] zusammengefasst.

Bei Duroplasten wird die endgültige Bauteilform durch eine Vernetzungsreaktion, der Aushärtung, erreicht. Für Hochleistungsverbunde ist das Epoxidharz (EP), aufgrund der guten mechanischen Eigenschaften (E-Modul $\sim 3,5$ GPa) und einer geringen Reaktionsschwindigkeit, eines der gängigsten duroplastischen Matrixsysteme in der Luftfahrt und im Automobilbau. Weitere Vertreter der Duroplaste sind ungesättigte Polyesterharze (UP) sowie Vinylesterharze (VE).

Halbzeuge und Verbundeigenschaften

Für eine einfachere Handhabung und höhere Produktivität werden Fasern vor dem Einbringen in die Matrix häufig zu Faser-Halbzeugen zusammengefasst. Die gängigsten Halbzeuge sind Gelege, Gewebe, Geflechte und Gestricke. Einen Überblick ihrer Eigenschaften sowie der Herstellungsprozesse liefern Drechsler [Dre06] und Schürmann [Sch07]. Eine Besonderheit bilden Prepregs (preimpregnated fibres), bei denen die textilen Halbzeuge bereits vor der Verarbeitung mit einer vorvernetzten Matrix umgeben sind. Trotz der hohen Materialkosten und der aufwendigen Lagerung werden Prepregs, aufgrund der Verarbeitbarkeit und der verhältnismäßig geringen Stückzahlen, häufig in Bereichen der Luft- und Raumfahrt und des Motorsports verwendet. Trockene Faser-Halbzeuge zeichnen sich durch ihre deutlich bessere Lagerfähigkeit, die Möglichkeit zur Erzeugung endkonturnaher Preforms und die im Vergleich zu Prepregs geringeren Kosten aus. Ein Beispiel für eine hohe Produktivität bei der Bauteilfertigung bietet hierbei das Multiaxialgelege (MAG), bei dem mehrere Einzelschichten mit unterschiedlichen Orientierungen durch gewirkte Maschen miteinander verbunden sind. Diese können somit bei einzelnen Prozessschritten zusammen verarbeitet werden, wodurch eine deutliche Effizienzsteigerung erreicht werden kann. MAG werden vorzugsweise mit diskreten Faserwinkelstufen von je 45 Grad angeboten und im Bedarfsfall mit benutzerspezifischen Konfigurationen hergestellt.

Im Falle eines unidirektionalen (UD-) Laminates, das dadurch gekennzeichnet ist, dass alle Fasern parallel und geradlinig angeordnet sind, wird der höchste Grad der Anisotropie erreicht. Bei einer Belastung in Faserlängsrichtung werden die Werkstoffeigenschaften vorrangig durch die verwendeten Fasern bestimmt. Bei einer Belastung quer zur Faserrichtung sowie einer Schubbelastung dominieren hingegen die Matrixeigenschaften. Die resultierenden Steifigkeitskennwerte für ein beliebiges Laminat (ohne Faserondulationen) können über die klassische Laminattheorie (CLT – Classical Lamination Theory) hergeleitet werden. Basierend auf den Einzelschichtebenen werden hierbei die jeweiligen mechanischen Kennwerte über eine Transformationsbeziehung in ein globales Koordinatensystem überführt und entsprechend ihrer Lage im Verbund der Gesamtsteifigkeit zugeordnet (Bild 2.2). Die wesentlichen Grundgleichungen sowie die mathematische Formulierung der Transformationsbeziehung werden von Schürmann [Sch07] behandelt.

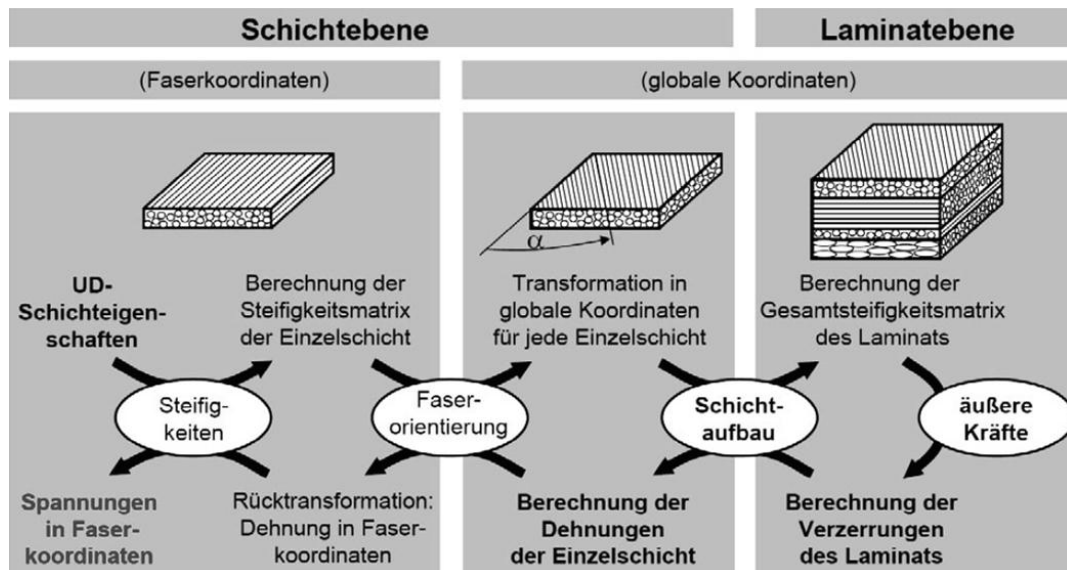
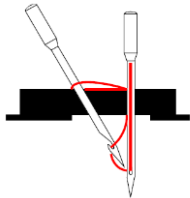
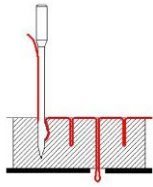
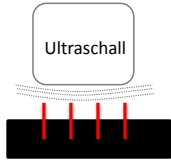


Bild 2.2: Ablauf bei der Berechnung zur Bestimmung der mechanischen Verbundkennwerte nach der klassischen Laminattheorie (CLT) [Pre10].

z-Verstärkungen von Faserverbunden

Aufgrund des schichtweisen Aufbaus eines Faserverbundes dominieren an den Kontaktflächen zwischen den einzelnen Lagen die im Vergleich zu den Fasern deutlich schlechteren Matrixkennwerte. Insbesondere bei Schlagbeanspruchung in die Dickenrichtung (z-Richtung) oder bei überlappenden Verbindungen kann es somit zum Auftrennen (Delamination) einzelner Faserschichten kommen, wodurch die Gesamttragfähigkeit eines Verbundes deutlich reduziert wird. Um die interlaminaren Kennwerte zu verbessern, werden Fasern in Dickenrichtung bereits in einem Halbzeug (dreidimensionales Geflecht, dreidimensionales Gewebe) verarbeitet oder in den schichtweisen Verbund zusätzlich eingebracht [Vel04]. Dieses wird über einen zusätzlichen Prozessschritt realisiert, bei dem die Verstärkungsfasern in das trockene Halbzeug entweder über Nähverfahren oder über Tuften eingebracht werden (vgl. Kapitel 3.1). Hierbei wird im Gegensatz zu konventionellen Nähverfahren nur eine Nadel verwendet, da der Faden aufgrund von Reibung beim Rückführen der Nadel in seiner Position verbleibt und somit auf der Rückseite Schlaufen hinterlässt [Gri07]. Bei Prepreg-Materialien können diese Verfahren aufgrund der enthaltenen vorvernetzten Matrix nicht eingesetzt werden, daher wird hierbei typischerweise das z-Pinning [Tro03] verwendet, bei dem die Verstärkungsfasern beispielsweise über Ultraschall in das Halbzeug eingebracht werden (Tabelle 2.1). Die Prozesse sind durch den Einsatz von Robotern automatisierbar und können für flächige oder lokale Verstärkungen eingesetzt werden.

Tabella 2.1: Übersicht zu möglichen z -Verstärkungen von Faserverbunden vor der Bauteilhärtung sowie deren Anwendungsbereiche und Verfahrensprinzipien [QinetiQ Group PLC].

	Nähen	Tufting	Z-Pinning
Halbzeug:	trockene Halbzeuge	trockene Halbzeuge	Prepreg
Zugänglichkeit:	Zweiseitig / Einseitig	Einseitig	Einseitig
Fasereinbringung:	Nadel	Nadel	z.B. Ultraschall
Automatisierbar:	ja	ja	ja
Verfahrensprinzip:			

Aufgrund der einseitigen Zugänglichkeit kann das Tufting zur Verstärkung von dreidimensional geformten Preforms verwendet werden [Bec04]. Über die Variation der Näh- und Stichtechniken sowie -muster können die mechanischen und fertigungstechnischen Parameter entsprechend den Anforderungen an das Bauteil angepasst werden. Als Verstärkungsfäden werden verschiedene Materialien wie z.B. Glas-, Aramid- oder Kohlenstofffasern verwendet.

2.2 Energieabsorption mit FVK

Faserverbundkunststoffe, insbesondere kohlenstofffaserverstärkte Verbunde, weisen beim axialen Stauchen gegenüber Metallen einen deutlich abweichenden Versagensmodus auf. Im Gegensatz zum typischerweise duktilen metallischen Verhalten werden durch eine Vielzahl von Faser- und Matrixbrüchen sowie Delaminationen und Reibung hohe Energien aufgenommen, die gewichtsspezifisch deutlich über denen gängiger metallischer Werkstoffe liegen. Die Initiierung dieses Versagensmodus erfordert genaue Kenntnisse über das Materialverhalten und die entsprechenden Mechanismen. Im Folgenden wird auf die spezifischen Eigenschaften des Werkstoffes, die Energieabsorptionsfähigkeit sowie den Vergleich zu anderen energieabsorbierenden Materialien eingegangen.

2.2.1 Energieabsorptionsmechanismen

Ist eine Fahrzeugkollision unvermeidlich, übernimmt die Karosseriestruktur die Aufgabe, den Fahrgast bestmöglich zu schützen (passive Sicherheit). Hierbei werden Teilbereiche (Deformationszonen) genutzt, um Energie gezielt zu absorbieren und die maximal auftretenden Beschleunigungskräfte zu senken [Mai90]. Während bei kleineren Kollisionen (z.B. Parkremplern) zur Reduktion der Reparaturkosten nur die äußersten Teilbereiche (Crash-Managementssystem) angesprochen werden, werden bei höheren Geschwindigkeiten zusätzliche Bereiche (u.a. Längsträger) des Fahrzeuges genutzt, um gezielt zu deformieren. Der Fahrgast, der sich in der Fahrzeugzelle befindet, wird somit geschützt.

Beim Crashlastfall auf eine starre Barriere mit einer Fahrzeuggesamtmasse M und einer Aufprallgeschwindigkeit v_0 wird die resultierende Energie (ΔE) in die Bewegung der Massen (ΔE_{kin}), eine elastische Rückfederungsenergie (ΔE_{elast}) und eine Formänderungsenergie (ΔE_{plast}) umgewandelt, wobei letztere typischerweise den größten Anteil hat (Gleichung (2.1)) [Str80] [Kra06].

$$\Delta E = \frac{1}{2} \cdot M \cdot v_0^2 = \sum \Delta E_{kin} + \sum (\Delta E_{elast} + \Delta E_{plast}) \quad (2.1)$$

Abhängig von den jeweiligen Anforderungen werden verschiedene Materialien zur Energieabsorption verwendet. Hierbei kann die Energie sowohl elastisch als auch nicht reversibel, das heißt durch Kompression, Umformung oder Zerstörung aufgenommen werden. Letztere können im Allgemeinen deutlich höhere Energien (gewichtsspezifisch) aufnehmen und weisen zudem ein größeres Leichtbaupotenzial für diese Anwendungen auf. Bild 2.3 zeigt drei Gruppen der nicht reversiblen Energieaufnahme sowie eine Auswahl an zugehörigen Materialien.

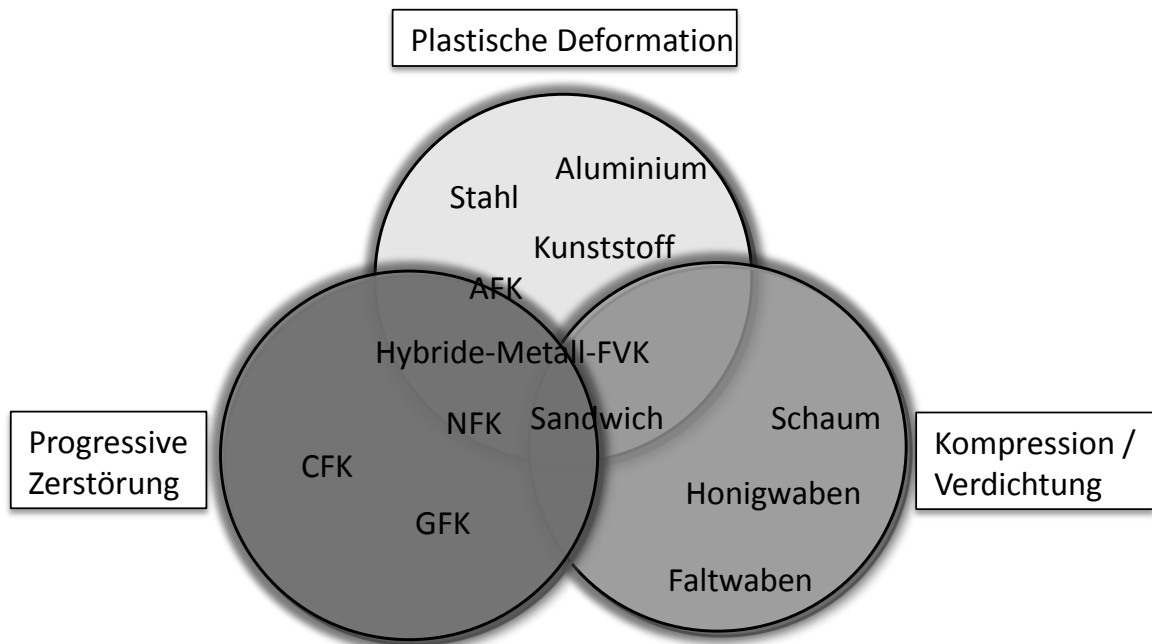


Bild 2.3: Klassifizierung der Versagensarten typischer energieabsorbierender Materialien bei nichtreversiblen Verformungen.

Im Bereich der plastischen Verformung finden sich hauptsächlich Metalle, die Energie aufgrund ihrer duktilen Eigenschaften durch Materialumformung absorbieren. Die Fähigkeit eines duktilen Deformationsverhaltens ohne Rissbildung ist im Wesentlichen auf den kristallinen Aufbau mit kubischer oder hexagonaler Raumstruktur der Atome und Ionen zurückzuführen [Ost92] [Tro89]. Charakteristisch für diese Absorptionsform ist ein Faltenbeulenprozess mit einer oszillierenden Kraft-Weg-Kurve, die das Entstehen und erneute Verblocken einer Falte quantitativ widerspiegelt. Hierbei kann, abhängig von Material und Geometrie, eine SEA von typischerweise 20 kJ/kg bei Stahl und 45 kJ/kg bei Aluminium erreicht werden.

FVK können ebenfalls, z.B. aramidfaserverstärkter Kunststoff (AFK), ein vergleichbares Verhalten, wie es beim metallischen Faltenbeulen beobachtet werden kann, aufweisen [Chi99] [Kar97]. Die Energie wird hierbei über Dehnung und Zerstörung der Faser- und Matrixanteile in den entsprechenden Falten absorbiert. Tendenziell höhere spezifische Kennwerte werden hingegen mit einem progressiven zerstörenden Verhalten erzielt. Die Energieabsorption wird hierbei durch eine Vielzahl von mikromechanischen Vorgängen (Faser-, Matrixbrüche, Delaminationen, Reibung) erzielt. Während diese sich auf eine lokale Zone unmittelbar am Impaktor beschränken, weist der dahinterliegende Bereich typischerweise keine signifikanten Schädigungen auf (Bild 2.4). Aufgrund vorlaufender Delaminationen innerhalb der Bruchfront wird die Festigkeit im dahinterliegenden Bereich lokal reduziert, so dass sich ein progressiver Versagensmodus einstellt, bei dem der Schädigungsbereich mit dem Impaktor fortschreitet. Die höchsten gewichtsspezifischen Kennwerte werden hierbei mit CFK erzielt.

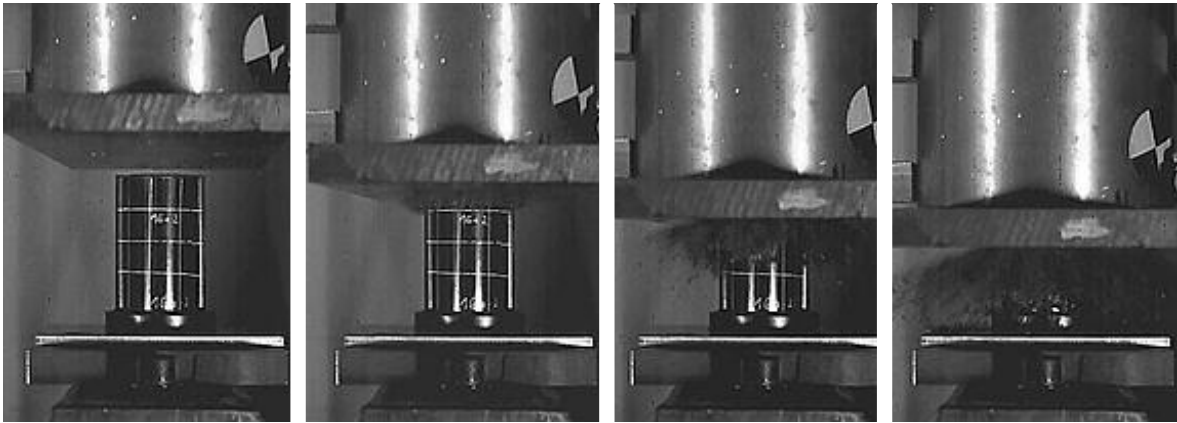


Bild 2.4: Zeitliche Darstellung des dynamischen Versuchsablaufs eines Kohlenstofffaser-Epoxydharz Bauteils in einem Fallwerk.

Die spezifische Energieabsorption liegt bei CFK, abhängig vom verwendeten Faser- und Matrixmaterial, dem Laminataufbau und der Geometrie typischerweise zwischen 60 und 100 kJ/kg und kann in Abhängigkeit von der Konfiguration bis zu 200 kJ/kg erreichen [Far92b] [Ham96]. Ein vergleichbares Versagensverhalten und eine kostenattraktive Alternative bieten u.a. GFK und naturfaserverstärkte Kunststoffe (NFK), die jedoch im Allgemeinen nicht die gewichtsspezifischen Kennwerte von CFK erreichen [Mah04]. Auf Forschungsebene werden zudem Hybrid-Metall-FVK-Bauteile untersucht, die eine Kombination verschiedener Versagensmodi (Faltenbeulen und Faserbrüche) nutzen; um Energie aufzunehmen [Bam09] [Lee02]. Die gewichtsspezifischen Kennwerte eines energieabsorbierenden monolithischen CFK-Bauteils werden typischerweise jedoch nicht erreicht.

Die Initiierung des progressiven Versagensverhaltens einer FVK-Struktur erfordert eine lokale Schwachstelle (Trigger), die durch gezieltes Versagen unter Druckbelastung am Impaktor gekennzeichnet ist. Dieses kann u.a. über die Bauteilgeometrie realisiert werden, bei der beispielsweise die Querschnittsfläche oder die Wanddicke an einem Ende reduziert wird. Die resultierende Spannungsüberhöhung führt zu einer Überschreitung der maximalen Druckfestigkeit, wodurch erste Faserbrüche und Delaminationen entstehen, die im weiteren Verlauf fortschreiten. Weitere Möglichkeiten zur Versagensinitiierung sind das Anbringen einer Fase (Bevel-Trigger) oder Schrägbeschnitts (Tulip- / Kri-Trigger) sowie das definierte Kürzen von Faserlagen während der Fertigung (ply-drop-off).

Das Wirkprinzip einer Triggerung sowie die Initiierungsphase des progressiven Versagensprozesses ist in Bild 2.5 am Beispiel einer umlaufenden 45°-Fase gezeigt.

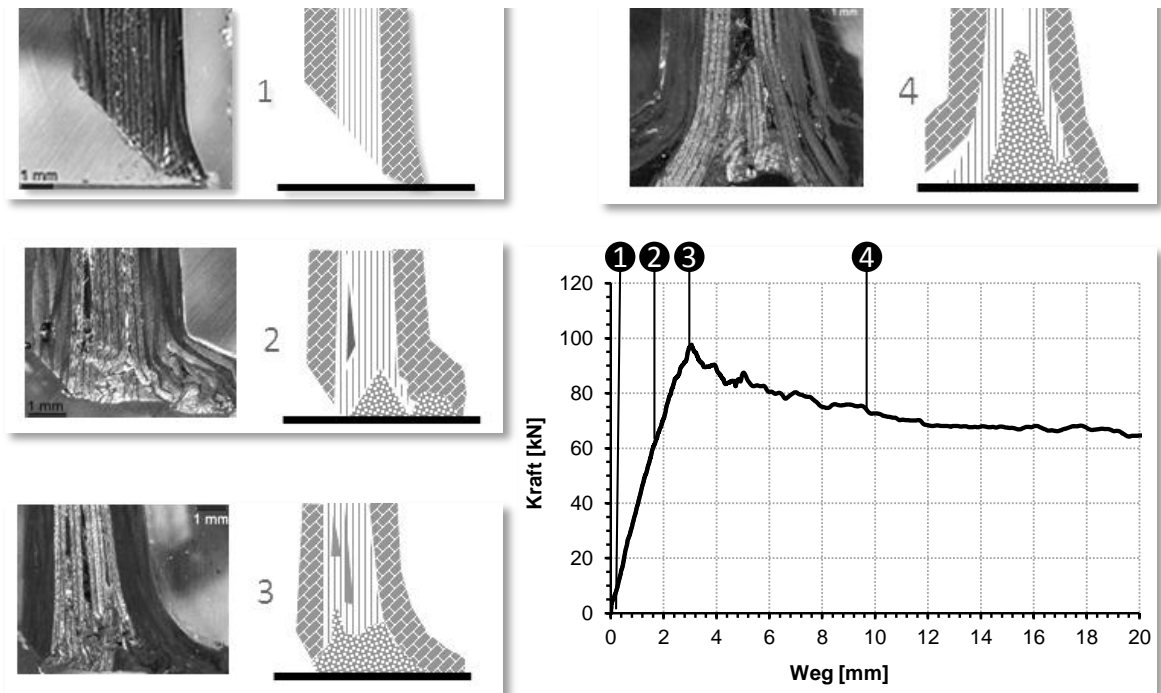


Bild 2.5: Schließbilder und schematische Skizzen zur Wirkweise eines 45°-Fasentriggers. Entnommen aus einem quasi-statisch geprüfem Rohrprobekörper $[\pm 45^\circ_2, 0^\circ_4]_s$.

Die mikroskopischen Aufnahmen und die zugeordneten Skizzen zeigen die Versagensbilder eines symmetrischen Verbundes $[\pm 45^\circ_2, 0^\circ_4]_s$, aufgebaut aus vier bidirektionalen $[\pm 45^\circ]$ und acht unidirektionalen $[0^\circ]$ Lagen, zu unterschiedlichen Stufen der Initiierungsphase. Aufgrund der reduzierten Querschnittsfläche wird die Druckfestigkeit zuerst in den äußersten Lagen überschritten, wodurch sich ein lokales Versagen, geprägt durch Faserbrüche und Delaminationen, zeigt (Stufe 1). Mit fortlaufendem Stauchweg und zunehmendem Kraftniveau entstehen weitere Schädigungen im Laminat und es sammeln sich Faserbruchstücke im Kontaktbereich zwischen Bauteil und Impaktor (Stufe 2). In Stufe 3 wird das Kraftmaximum erreicht. Aufgrund der Materialanhäufung an der Kontaktfläche entsteht eine zusätzliche Belastung im Laminat, die zu größeren Delaminationen zwischen den innenliegenden Lagen führt (ca. 5-10 mm). Nach ca. 10 mm Traversenweg wird ein stationärer Zustand mit einem annähernd konstanten Kraftniveau erreicht. Deutlich zu erkennen sind ein ausgeprägter Keil aus Bruchstücken sowie eine zentrale Delamination in der Mitte (Stufe 4).

In Bild 2.6 ist eine detaillierte Aufnahme der Bruchfront eines geprüften Bauteils inklusive des markierten Bruchkeils sowie der auftretenden Schädigungen gegeben.

Hervorgehoben sind beispielhaft einige der auftretenden Versagensmodi wie Faserbrüche und Delaminationen sowie der Bruchkeil. In der Detailaufnahme (Bild 2.6 rechts) ist ein lokales Faserknicken und -brechen aufgrund der Druck- und Schubbelastung zu erkennen. Im vorliegenden Fall zeigt die teilweise elastische Rückfederung der Faserbündel (Bild 2.6 links) jedoch, dass nicht alle Fasern komplett zerstört werden.

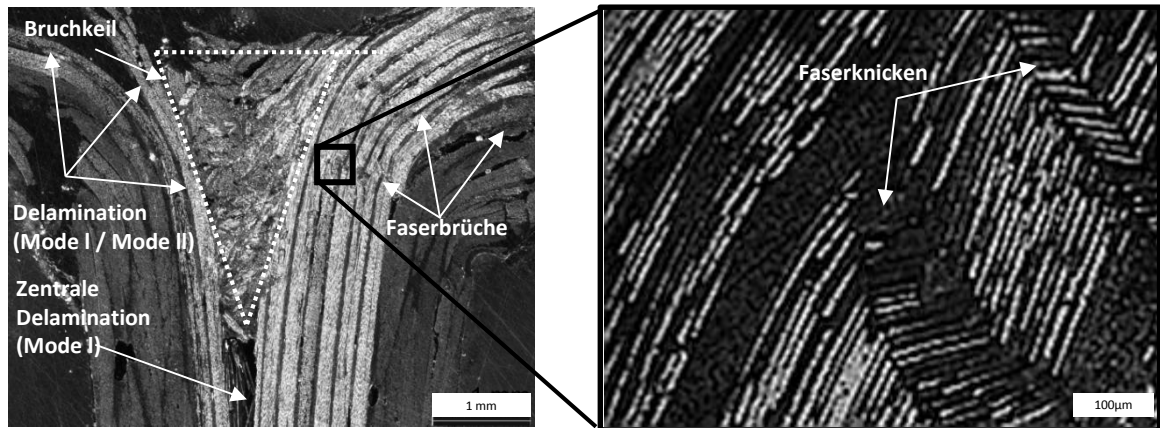


Bild 2.6: Mikroskopische Aufnahmen zur Bruchfront eines geprüften FVK-Bauteils $[\pm 45^\circ_2, 0^\circ_4]_s$, mit Darstellung von Faserbrüchen und Delaminationen. In der Vergrößerung im rechten Bild ist ein Ausknicken von Faserbündeln aufgrund einer Druck- und Schubbelastung zu erkennen.

Die Energieaufnahme erfolgt im Wesentlichen durch die Kombination folgender Mechanismen:

- (1) Faserbiegung und -bruch,
- (2) Delamination (Bruchmode I und Mode II) und
- (3) Reibung zwischen Keil \Leftrightarrow Faserbündel, Faserbündel \Leftrightarrow Stempel und zwischen den Faserbündeln.

Die Anteile der einzelnen Mechanismen an der Energieabsorption variieren mit der Versuchskonfiguration und sind nur bedingt zu isolieren. Untersuchungen zeigen, dass Faserbiegung und -bruch sowie Reibungseinflüsse den größten Einfluss haben [Mam97] [Bri05]. Untergeordnet ist die Energieabsorption aufgrund von Delamination.

In Bild 2.7 sind die freigeschnittenen Kräfte innerhalb der Bruchfront dargestellt. Zur Vereinfachung wird im vorliegenden Fall eine symmetrische Verformung der Faserbündel angenommen [Mam96]. Die resultierende Gesamtkraft (F_{crush}) ergibt sich als Summe der Kräfte auf die Faserbündel (F_1) und den Bruchkeil (F_{Keil}) (Gleichung (2.2)).

$$F_{crush} = F_{Keil} + 2 \cdot F_1 \quad (2.2)$$

Unter der Annahme der Coulombschen Reibung (Reibkoeffizienten μ_{R1} und μ_{R2}) werden die Reibkräfte zwischen Faserbündel und Impaktor (F_{R1}) und am Bruchkeil (F_{R2}) wie folgt berechnet [Mam96]:

$$F_{R1} = \mu_{R1} \cdot F_1 \quad (2.3)$$

$$F_{R2} = \mu_{R2} \cdot F_2 \quad (2.4)$$

$$W_{G_{1c}} = \int_0^{l_{crush}} (G_{1c} \cdot \pi \cdot D) ds \quad (2.8)$$

Unter Berücksichtigung dieser Grundgleichungen, weiterführender Versuchsreihen und Simulationsmodelle haben McGregor [McG08] und Brimhall [Bri05] detailliertere Untersuchungen zu den jeweiligen Anteilen an der Gesamtenergieabsorption durchgeführt. Beide Analysen weisen eine gute Übereinstimmung (Bild 2.8) auf und zeigen, dass sowohl die Reibungsvorgänge innerhalb der Bruchfront als auch die Materialschädigung einen wesentlichen Einfluss auf die Gesamtenergiebilanz haben. Weitere Versagensformen wie Delaminationen und das seitliche Aufreißen in Umfangsrichtung haben einen annähernd vernachlässigbaren Einfluss.

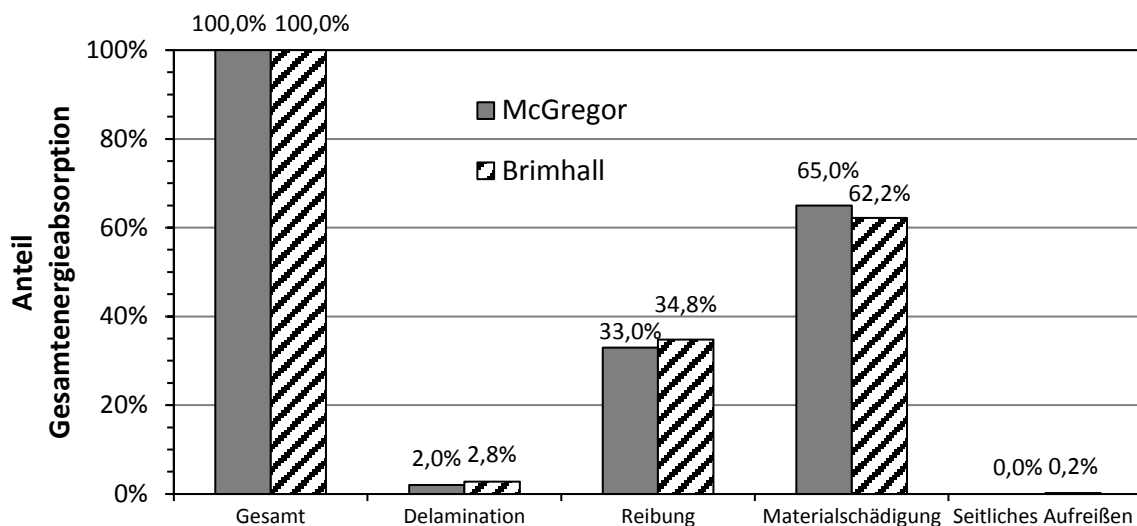


Bild 2.8: Anteile der einzelnen Versagensmechanismen an der Gesamtenergieabsorption eines kohlenstofffaserverstärkten FVK-Bauteils [McG08] [Bri05].

2.2.2 Charakteristische Kennwerte

Zur Analyse der in der vorliegenden Arbeit betrachteten energieabsorbierenden Bauteile werden entsprechende charakteristische Kennwerte betrachtet, die im Folgenden näher erläutert werden. Hierfür ist in Bild 2.9 ein charakteristischer Kraft-Weg-Verlauf eines beispielhaften und eines idealen Absorbers dargestellt. Bei axialer Belastung wird in Abhängigkeit von der verwendeten Triggerung ein Kraftpeak verzeichnet, bevor im Allgemeinen ein mittleres konstantes Kraftniveau mit einer materialtypischen Schwankungsbreite erzielt wird.

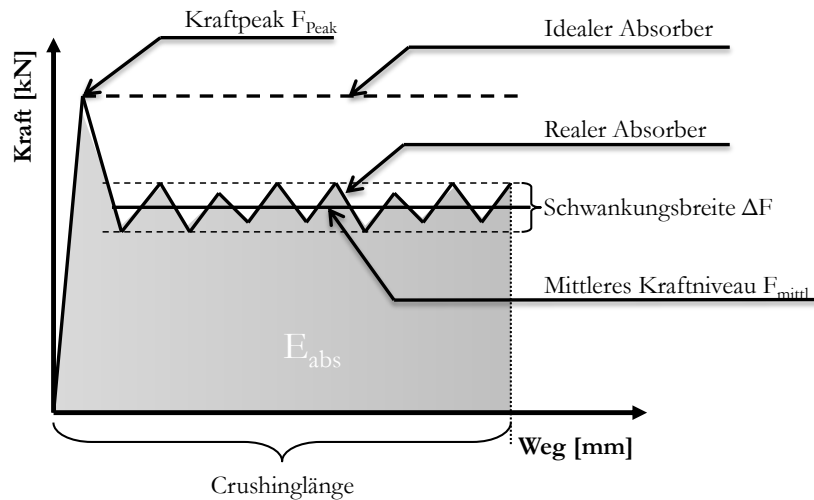


Bild 2.9: Typischer Kraft-Weg-Verlauf eines energieabsorbierenden Bauteils mit entsprechenden charakteristischen Kennwerten (Kraftpeak, mittleres Kraftniveau, Schwankungsbreite, Crushinglänge und absorbierte Energie).

Die absorbierte Energie (E_{abs}) entspricht hierbei der Fläche unter der Kraft-Weg-Kurve ($F(s)$) und lässt sich mit Gleichung (2.9) berechnen.

$$E_{abs} = \int_0^{l_{crush}} F(s) ds \quad (2.9)$$

Hierbei ist l_{crush} die insgesamt gestauchte Länge und s die Wegvariable.

Um eine Aussage bezüglich der Leichtbaueffizienz zu erhalten und eine Vergleichbarkeit verschiedener Materialien zu ermöglichen, wird die gewichtsspezifische Energieabsorption (SEA) berechnet. Der Quotient aus absorbiertener Energie und zerstörter Bauteilmasse (m_{crush}) ist in Gleichung (2.10) definiert.

$$SEA = \frac{E_{abs}}{m_{crush}} \quad (2.10)$$

Wird das Kraftniveau auf die wirkende Querschnittsfläche (A_{crush}) des Bauteils normiert, ergibt sich die Crushingspannung (σ_{crush}) (Gleichung (2.11)). Dieser Faktor ist linear proportional zur lokalen spezifischen Energieabsorption.

$$\sigma_{crush}(s) = \frac{F(s)}{A_{crush}} \quad (2.11)$$

Ein idealer Absorber weist per Definition einen annähernd rechteckigen Querschnitt auf, bei dem das mittlere Kraftniveau (F_{mittl}) und der Kraftpeak (F_{peak}) identisch sind. In diesem Fall ist die Kraftüberhöhung (KU) gleich eins (Gleichung (2.12)). Da der Kraftpeak dimensionierend für die abstützende Struktur ist, wird bei einem idealen Absorber die maximal mögliche Energie absorbiert.

$$KU = \frac{F_{peak}}{F_{mittl}} \geq 1 \quad (2.12)$$

Die relative Lastungleichförmigkeit (LU) quantifiziert die Schwankungen des Kurvenverlaufs bezogen auf den Mittelwert und wird im Idealfall null (Gleichung (2.13)).

$$LU = \frac{\Delta F}{F_{mittl}} \geq 0 \quad (2.13)$$

Die eingeführten Kennwerte gelten für alle Arten von Energieabsorptionselementen, unabhängig von Material und Geometrie.

2.2.3 Einflussgrößen

Aufgrund der Vielzahl angebotener Halbzeug- und Fertigungstechnologien weisen Faserverbundkunststoffe eine große Anzahl möglicher Konfigurationen auf. Insbesondere die mechanischen Kennwerte, darunter auch die spezifische Energieabsorption, sind direkt vom verwendeten Material, dem Lagenaufbau und der Bauteilgeometrie abhängig. Zahlreiche Forschungsprojekte haben den Einfluss verschiedener materialspezifischer (u.a. Faser, Matrix und Lagenaufbau) und äußerer (u.a. Dehnratenabhängigkeit) Parameter auf die Energieabsorption untersucht. Im Folgenden werden einige der wesentlichen Erkenntnisse und Ergebnisse zusammengefasst und näher beschrieben. Zusätzlich sei auf die Veröffentlichungen von Fontana [Fon90] und Jacob [Jac02] verwiesen.

Verstärkungsfasern

Wie bereits in Kapitel 2.1 dargestellt, wird eine Vielzahl von Fasertypen angeboten, die sowohl einen progressiven Zerstörungsmechanismus als auch ein Faltenbeulen aufweisen können (Bild 2.3). Glasfasern (GF) und Kohlenstofffasern (CF) weisen aufgrund ihres spröden Versagensbildes eine deutlich höhere spezifische Energieabsorption auf als beispielsweise Aramidfasern (AF), die typischerweise ein duktileres Verhalten zeigen [Far83] [Sch87]. Aufgrund ihrer geringen Dichte und höheren mechanischen Kennwerte sind zudem Verbunde mit CF

denen mit GF im Allgemeinen überlegen. Diese wesentliche Erkenntnis lässt sich auch wie folgt zusammenfassen:

$$SEA_{CFK} > SEA_{GFK} > SEA_{AFK} \quad (2.14)$$

Aufgrund des daraus resultierenden Leichtbaupotenzials, insbesondere bei CFK, stehen die ersten beiden Fasertypen im Fokus vieler Grundlagenuntersuchungen [Far92b] [Mam04] [Tho82] [Hul91] [Yua97].

Den Einfluss der Bruchdehnung von C-Fasern auf die Energieabsorption untersucht Farley [Far86a] anhand von Rohrproben in axialen Stauchversuchen. Basierend auf seinen vergleichenden Versuchsreihen mit unterschiedlichen Kohlenstofffasern/Epoxidharz-Verbunden (CF/EP) schlussfolgert er, dass eine höhere maximale Dehnung der Fasern zu einer größeren Energieaufnahme führt. Eine Kombination hingegen aus einer hohen Faserbruchdehnung mit einer geringen Versagensdehnung des Matrixmaterials führt zu geringeren Absorptionskennwerten. Vergleichbare Ergebnisse erzielt Feraboli [Fer08a] in seinen Versuchsreihen mit offenen Wellenprofilen. Hierbei werden zwei CF/EP Prepreg-Materialien gegenübergestellt. Anhand von drei verschiedenen Bauteilformen zeigt er, dass ein System mit moderaten mechanischen Eigenschaften gegenüber einem in Steifigkeit und Festigkeit überlegenen Verbund eine um über 30% geringere SEA besitzt.

Um den Einfluss des Faserdurchmessers und der Faser-Matrix-Haftung auf die Energieaufnahme zu analysieren, testet Tao [Tao93] Stäbe aus glasfaserverstärktem Vinylester (GF/VE) mit Faserdurchmessern von 13 μm , 17 μm und 23 μm sowie vorbehandelten Lagen. Er zeigt, dass aufgrund einer Beschichtung der Fasern mit Trennmittel die resultierende SEA deutlich reduziert wird. Eine Vergrößerung des Faserdurchmessers führt hingegen zu einer leichten Erhöhung der SEA. Dieser Effekt wird von Thornton [Tho90] mit Glasfaserdurchmessern von 12 μm und 24 μm bestätigt.

Schultz und Hyer [Sch01] analysieren anhand von gewickelten Probekörpern, dass die Energieabsorptionskennwerte eines kostengünstigeren 50k-Faserbündels (50.000 Einzelfilamente) geringer ausfallen als die vergleichbarer 12k-Faserbündel. Dieser Zusammenhang wird von ihnen sowohl bei verschiedenen Querschnitten als auch bei unterschiedlichen Lagenaufbauten festgestellt. Die prozentuale Abweichung schwankt abhängig von der Konfiguration zwischen 12% und 32%. Zudem wird gezeigt, dass die 50k-Faserbündel eine größere Kraftüberhöhung (Gleichung (2.12)) aufweisen. Vergleichbare Ergebnisse erzielt Lazarus [Laz04] mit Flechtbauteilen, die mit 12k Flechtfäden eine höhere SEA (+15%) aufweisen als die kostengünstigeren 24k Faserbündel.

Matrix

Wie bei den Verstärkungsfasern existieren derzeit mehrere Matrixsysteme, die sich teilweise deutlich in ihren Eigenschaften, der Verarbeitung und dem Materialpreis unterscheiden [Sch07] [Chu94].

In Untersuchungen von Thornton [Tho90] wird der Einfluss von verschiedenen Harzsystemen auf Rohrprobekörper in quasi-statischen Versuchen analysiert. Hierbei zeigt sich, dass bei gleicher Faserverstärkung die SEA bei VE bis zu 40% höher ist als bei UP-Harzen. Bei dynamischen Versuchen (5 m/s und 10 m/s) reduziert sich diese Differenz aufgrund der unterschiedlichen Dehnratenabhängigkeiten auf circa 12%. In vergleichenden Versuchsreihen mit EP, UP und VE stellen Bottome [Bot05] an C-Biaxialgeflechtem und Warrior [War03] mit GF-Matten übereinstimmende Ergebnisse bezüglich der Energieabsorptionsefähigkeit der drei Harzsysteme fest. In beiden experimentellen Untersuchungen zeigt ein Verbund mit EP deutlich höhere spezifische Kennwerte als bei entsprechenden VE oder UP.

Thermoplastische Matrixsysteme werden hinsichtlich des Energieabsorptionsverhaltens intensiv von Ramakrishna [Ram95] analysiert. Die Versuchsergebnisse der betrachteten Rohre aus Kohlenstofffasern mit Polyetheretherketone (PEEK), Polyetherimide (PEI), Polyimide (PI) und Polyarylsulfone (PAS) lassen sich wie folgt zusammenfassen:

$$SEA_{PEEK} > SEA_{PEI} > SEA_{PI} > SEA_{PAS} \quad (2.15)$$

In vergleichbaren Versuchen bestätigt Satoh [Sat93] diese Ergebnisse und vergleicht diese mit EP. Dieses weist mit einer SEA von 110 kJ/kg gegenüber den oben genannten Thermoplasten (128-194 kJ/kg) ein geringeres Absorptionsvermögen auf. Die höheren Kennwerte von Thermoplasten gegenüber Epoxidharzen werden ebenfalls durch Hamada [Ham92] experimentell gezeigt.

Basierend auf den vorgestellten Literaturquellen lassen sich die SEA der bekannten Matrixsysteme bei quasi-statischen Versuchen wie folgt einteilen:

$$SEA_{PEEK} > SEA_{Epoxid} > SEA_{VE} > SEA_{UP} \quad (2.16)$$

Aufgrund unterschiedlicher Dehnratenabhängigkeiten und Faser-Matrix-Haftungen können abweichende Materialkombinationen oder höhere Belastungsgeschwindigkeiten zu veränderten Kennwerten führen.

Faserwinkel und Fertigungsparameter

Untersuchungen zum Einfluss der Lagenorientierungen werden in vielen Forschungsprojekten durchgeführt [Far83] [Ram95] [Hul91] [Hul82] [Far91] [Ber84] [Sol07]. Farley [Far83] zeigt in Versuchsreihen mit einem Laminataufbau von $[0^\circ, \Phi]$, dass die SEA stark vom variierenden Winkel Φ abhängt. Während ein größerer Winkel Φ bei einem CF/EP-Verbund eine nichtlineare Absenkung der SEA verursacht, zeigt sich bei einem GF/EP-Verbund eine Zunahme dieses Kennwerts mit steigenden Winkeln.

Vergleichbare Untersuchungen führt Ramakrishna [Ram95] bei CF/Thermoplast-Verbunden mit Lagenorientierungen von $[\pm\Phi]$ durch. Auch hier wird eine Abhängigkeit vom Lagenwinkel festgestellt, wobei ein Maximum zwischen 10° und 20° erreicht wird. Beim Überschreiten eines Grenzfaserwinkels versagen die Proben jedoch durch Sprödbbruch, wodurch die Energieabsorption deutlich reduziert wird. Dieses führt Ramakrishna auf die abgeminderte Druckfestigkeit mit steigendem Winkel zurück.

Berry [Ber84] zeigt an GF/EP-Geweben, dass die spezifische Energieabsorption mit einer Lagenorientierung von $[\pm 45^\circ]$ um 30% geringer ausfällt als bei einer Ausrichtung der Fasern in Rohrlängs- und Umfangsrichtung $[0^\circ/90^\circ]$. Thornton und Edwards [Tho82] erzielen vergleichbare Ergebnisse mit CF/EP-Rohren, bei denen die Lagenwinkeländerung zu einer Verringerung der Energieabsorption um rund 25% führt.

Basierend auf einer Vielzahl von Versuchsergebnissen fassen Fontana [Fon90] und Jacob [Jac02] folgenden Designleitfaden für CF-Verbundbauteile, die einen stabilen Versagensmodus erreichen, sinngemäß zusammen: Eine Erhöhung der Bauteillängssteifigkeit, und somit eine Zunahme des Anteils der Fasern in diese Richtung, bewirkt eine Vergrößerung der SEA. Da ein rein unidirektionaler Verbund jedoch zu einem ineffizienten Versagen neigt, sollten außen liegende Lagen in Umfangsrichtung angeordnet sein und somit eine Abstützung gewährleisten.

Abhängig von der gewählten Lagenorientierung, der Geometrie und den Randbedingungen können verschiedene Fertigungsmöglichkeiten genutzt werden, um ein energieabsorbierendes FVK-Bauteil herzustellen. Neben Verfahren wie Wickeln, Prepreg und Gelege/Gewebe werden auch textile Fertigungstechnologien (u.a. Flechten) untersucht. Um den Einfluss verschiedener Flechtwinkel eines Triaxialgeflechtes zu analysieren, führt Inai [Ina03] Versuche mit CF/EP-Rohren mit $[0^\circ, \pm 30^\circ]$, $[0^\circ, \pm 45^\circ]$ und $[0^\circ, \pm 60^\circ]$ durch. Obwohl alle Probekörper in einem vergleichbaren Modus versagen, ist keine eindeutige Tendenz des Lagenaufbaus auf die SEA zu erkennen. Während bei einem Flechtwinkel von $\pm 60^\circ$ die Energieabsorption maximal wird, ist sie bei $\pm 45^\circ$ am geringsten. Detaillierte Untersuchungen zum Einfluss des Flechtwinkels von 20° bis 50° sowie des Stehfadenanteils von 0% bis 22% werden von Chiu

[Chi98] durchgeführt. Während das Maximum der SEA bei einem Flechtwinkel von 20° liegt, werden die minimalsten Werte bei 35° verzeichnet (Bild 2.10). Die Einflussanalyse des Stehfadenanteils zeigt eine Zunahme der SEA bis zu einem Volumenanteil von 20,8%. In Versuchsreihen zur Analyse eines hybriden Geflechts aus AF und CF zeigt sich, dass ein steigender AF-Anteil in einem CF-Geflecht zu einem veränderten Versagensverhalten (Faltenbeulen) und einer deutlichen Reduktion der SEA im Vergleich zu reinen CF-Geflechten führen kann [Chi99] [Kar97].

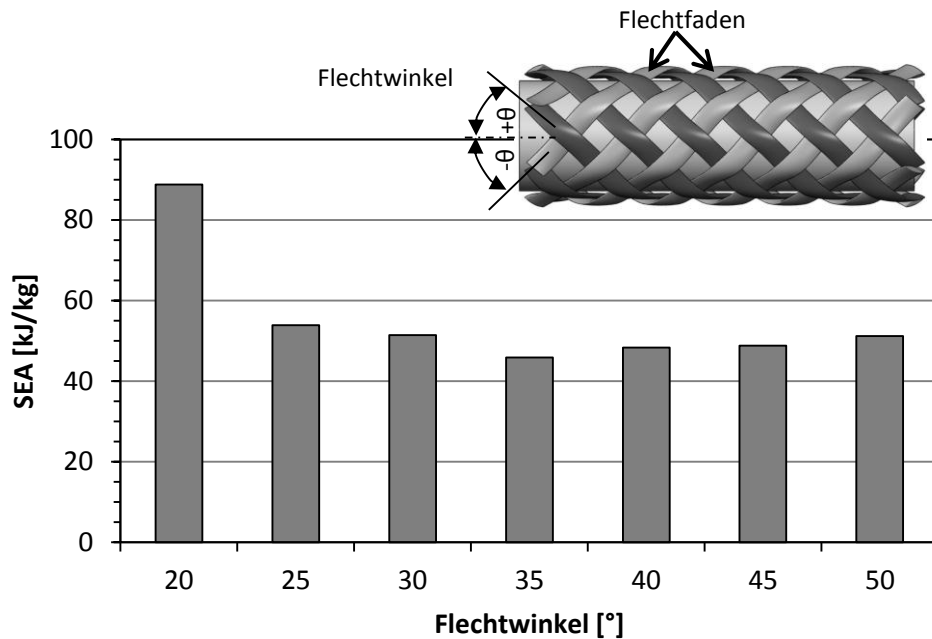


Bild 2.10: Einfluss des Flechtwinkels bei einem C-Biaxial-Geflecht auf die spezifische Energieabsorption [Chi98]. [Bild: IFB-Universität Stuttgart].

Aus den vorgestellten Ergebnissen geht hervor, dass die Lagenorientierung einen wesentlichen Einfluss auf das Versagensverhalten und die resultierende SEA besitzt. Bauteile, die aufgrund des gewählten Faserwinkels in einem Faltenbeulen bzw. lokalen Ausbeulen versagen, weisen gegenüber Strukturen mit einem progressiven Versagen teilweise deutlich reduzierte spezifische Kennwerte auf (bis -72%). Obwohl sich keine klare Trendlinie des Faserwinkels auf die SEA herausstellt, zeigen sowohl die vorgestellten Untersuchungen als auch die Erkenntnisse von Fontana [Fon90] und Jacob [Jac02], dass eine Zunahme des Faseranteils in Belastungsrichtung tendenziell zu einer Erhöhung der SEA führt.

Geometrie und Länge

Um den Geometrieinfluss auf die SEA zu analysieren, untersucht Hamada [Ham95] Rohrprobekörper aus CF/Thermoplast-Verbunden mit unterschiedlichen Dicken-zu-Durchmesser-Verhältnissen (t/D). Eine wesentliche Erkenntnis dieser Versuchsreihe ist, dass Bauteile mit einem Verhältnis t/D kleiner 0,015 ein Sprödbbruchverhalten zeigen, wodurch annähernd keine Energie absorbiert wird. Über diesem kritischen Verhältnis zeigen die

Probekörper ein stabiles progressives Versagen, wobei eine Zunahme des Verhältnisses t/D (bis ca. $t=3$ mm) eine Vergrößerung der SEA bewirkt. Hamada schlussfolgert, dass nicht der Durchmesser, sondern vielmehr die Änderung der Wanddicke die Vergrößerung der SEA bewirkt. Ein Maximum wird mit Wanddicken im Bereich von zwei bis drei Millimetern erzielt. Thornton [Tho85] führt vergleichbare Studien zum Einfluss des Verhältnisses t/D an CF/EP-Rohren durch. Probekörper, die abhängig vom Lagenaufbau ein t/D -Verhältnis unterschreiten, versagen ebenfalls in einem energetisch ineffizienten Sprödbbruch. Bei Bauteilen oberhalb dieses Wertes war die SEA annähernd unabhängig von diesem Parameter.

Den Geometrieinfluss bei offenen Profilen untersucht Feraboli [Fer08a] anhand von drei verschiedenen Wellenkonfigurationen. Innerhalb seiner umfangreichen Versuchsmatrix mit CF/EP-Verbunden analysiert er sowohl Sinuswellen mit Amplituden von 3,2 mm und 6,4 mm als auch oszillierende abgerundete Strukturen mit einer Amplitude von 6,4 mm. Die Bauteile werden jeweils mit drei Lagenaufbauten $[0^\circ, 90^\circ]_{3s}$, $[\pm 45^\circ]_{3s}$ und $[0^\circ, \pm 45^\circ]_{2s}$ getestet. Ein Vergleich zeigt, dass größere Amplituden und somit ein höheres Flächenträgheitsmoment eine Vergrößerung der SEA bewirken, wobei das abgerundete Bauteil die höchsten Kennwerte aufweist. Abhängig von der Prüfgeschwindigkeit, dem Material und Lagenaufbau schwankt die Differenz zwischen maximaler und minimaler SEA von 10% bis 22%.

Weiterführende Versuchsreihen hierzu werden von Hanagud [Han89] anhand von offenen Profilen mit CF/EP-Verbunden durchgeführt. Bei der verwendeten Wellenstruktur wird der eingeschlossene Winkel θ in 30° -Schritten verändert. Den Grenzfall stellt ein eingeschlossener Winkel θ von 0° dar, der einer ebenen Platte entspricht. Die Ergebnisse der resultierenden mittleren Crushingspannung (Gleichung (2.11)) sind für den Aufbau $[\pm 45^\circ, 0^\circ]_s$ in Bild 2.11 über den eingeschlossenen Winkel θ dargestellt.

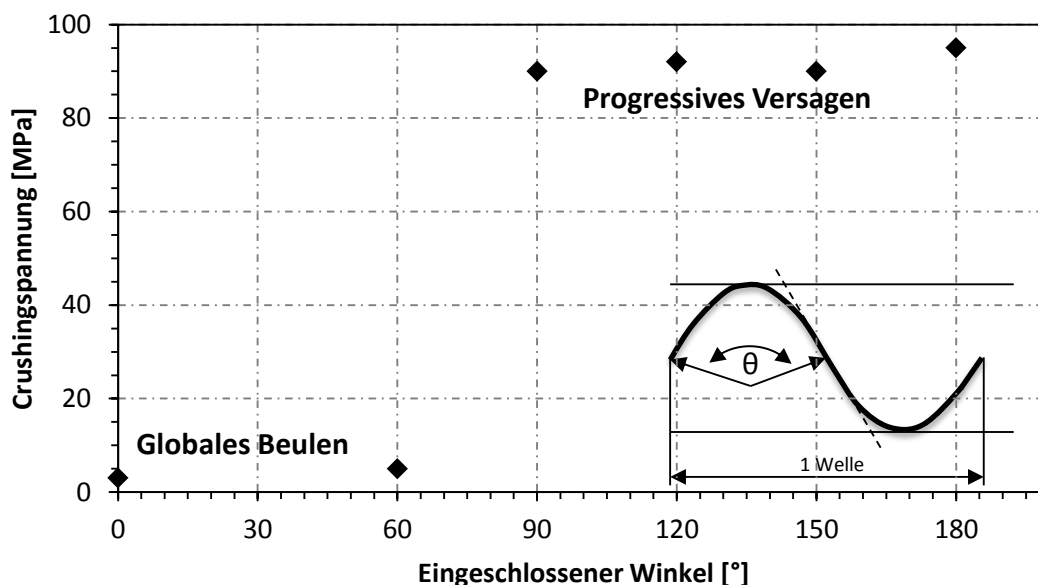


Bild 2.11: Einfluss des eingeschlossenen Winkels einer offenen Wellenstruktur auf das Versagensverhalten und die Crushingspannung [Han89].

Deutlich zu erkennen ist die starke Differenz der Spannungen und den damit verbundenen spezifischen Absorptionskennwerten zwischen einem eingeschlossenen Winkel von 60° und 90° . Während bei einem Winkel von 90° ein stabiles progressives Versagensverhalten erreicht wird, weisen die Proben unterhalb dieses Wertes aufgrund ihrer geringen Eigensteifigkeit ein globales Beulen und Knicken auf. Eine weitere Erhöhung des eingeschlossenen Winkels hat hingegen nur einen sehr geringen Einfluss auf die resultierenden Crushingspannungen.

Ein Vergleich zwischen offenen und geschlossenen Profilen führt Hamada [Ham94] mit Viertel-, Halb-, Dreiviertel- und Vollkreisquerschnitten sowohl an CF/PEEK als auch an GF/EP durch. Die Probekörper besitzen einen Durchmesser von 50 mm und Wandstärken von 2,65 mm und 2,5 mm respektive. Tabelle 2.2 zeigt die gemessene spezifische Energieabsorption für die entsprechenden Querschnitte. In Klammern ist die prozentuale Änderung bezüglich der Referenz (Vollkreisquerschnitt) angegeben.

Tabelle 2.2: *Geometrieinfluss bei CF/PEEK und GF/EP auf die SEA [Ham94].*

	CF/PEEK [kJ/kg]	GF/EP [kJ/kg]
Vollkreis	194,1	66,6
Dreiviertelkreis	192,9 (-0,6%)	60,6 (-9%)
Halbkreis	190,6 (-1,8%)	60,1 (-9,8%)
Viertelkreis	187,1 (-3,6%)	53,5 (-19,7%)

Während bei CF/PEEK annähernd keine Geometrieabhängigkeit zu erkennen ist, nimmt die SEA bei GF/EP bis auf maximal 20% mit reduziertem Querschnitt ab. Trotz der geringeren Stabilität infolge der Geometrieänderung zeigen alle Proben ein stabiles progressives Versagensverhalten.

Eine Gegenüberstellung von ebenen Plattenstreifen mit Breiten von 64 mm und 89 mm und Rohrproben mit einem Durchmesser von 114 mm führen Dubey und Vizzini [Dub98] an CF/EP-Verbunden durch. Um ein stabiles progressives Versagen trotz der geringen Stabilität der Flachproben zu initiieren, wird eine entwickelte Vorrichtung verwendet, die ein Ausknicken der Proben verhindert. Die sich aus den Führungselementen ergebende Unschärfe auf das resultierende Kraftniveau wird mit 4% bis 7% angegeben. Alle Probekörper versagen in einem vergleichbaren und reproduzierbaren Versagensverhalten. Die resultierenden Kennwerte für die Initiierungs- und Crushingspannung ebener und runder Probekörper sind in Tabelle 2.3 zusammengefasst.

Tabelle 2.3: Vergleich der Initiierungs- und Crushingspannung bei Rohr- und Flachproben [Dub98].

	Initiierungsspannung [MPa]	Crushingspannung [MPa]
Rohrproben	162	86
Flachproben	180 (+11,1%)	76,4 (-11,2%)

Aufgrund der relativ geringen Differenz der Crushingspannungen von rund 11% und dem übertragbaren Versagensverhalten bieten sich nach Dubey und Vizzini Flachproben für eine kostengünstige Untersuchung des Versagensverhaltens an.

Um den Einfluss der Bauteillänge auf das energieabsorbierende Verhalten zu untersuchen, führt Mamalis [Mam97] Versuche mit variierenden Probekörperlängen an quadratischen Querschnitten (47,7 mm x 47,7 mm) durch. Oberhalb einer kritischen Länge von ca. 305 mm weisen die Probekörper aufgrund von Instabilitäten ein sprödes Bruchversagen auf. Unterhalb dieses Wertes kann ein stabiles progressives Versagen initiiert werden, welches aufgrund seiner lokalen Charakteristik unabhängig von der Bauteillänge ist.

Die Ergebnisse der angeführten Versuchsreihen verdeutlichen den großen Einfluss der Bauteilgeometrie auf die SEA. Maßgeblich für diese Abhängigkeit ist das resultierende Versagensverhalten. So erreichen Bauteile, die aufgrund ihrer Geometrie eine entsprechende Stabilität aufweisen, ein progressives Versagensverhalten mit hohen spezifischen Kennwerten. Bauteile, die eine geringe Stabilität besitzen, versagen aufgrund von lokalen oder globalen Instabilitäten in einem ineffizienten Sprödebruch. Aus den Versuchsreihen zeigt sich zudem, dass die Geometrieabhängigkeit beim progressiven Versagensverhalten deutlich geringer ausfällt (vgl. Bild 2.11).

Dehnratenabhängigkeit

Da energieabsorbierende Bauteile häufig innerhalb von crashrelevanten Strukturen eingesetzt werden, ist das dynamische Verhalten von großer Bedeutung. Um den Einfluss der Dehnratenabhängigkeit zu erfassen, werden in Forschungsprojekten sowohl quasi-statische als auch dynamische Versuche mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten bis zu 21 m/s durchgeführt.

Eine wesentliche Erkenntnis der Grundlagenversuche von Fontana [Fon90] und Thornton [Tho90] ist, dass die Dehnratenabhängigkeit vorrangig durch die verwendete Matrix dominiert wird. An Rechteckprofilen aus GFK werden VE- und UP-Verbunde unter quasi-statischen ($2,1 \cdot 10^{-4}$ m/s) und dynamischen (15 m/s) Bedingungen getestet. Während mit steigender

Geschwindigkeit bei UP eine Zunahme der SEA von circa 20% zu beobachten ist, nimmt dieser Kennwert bei VE um rund 10% ab.

In Versuchsreihen mit Rohrproben aus CF/EP, GF/EP und AF/EP und einem Aufbau von $[0^{\circ}_2, \pm 45^{\circ}]_s$ ermitteln Schmueser und Wickcliffe [Sch87] eine um bis zu 30% höhere SEA bei quasi-statischen Randbedingungen. Bei vergleichbaren Versuchen mit CF/EP zeigt Thornton [Tho85], dass kein signifikanter Einfluss der Dehnrates auf die SEA vorliegt. Eine Unabhängigkeit von der Versuchsgeschwindigkeit bis zu 12 m/s wird ebenfalls von Farley [Far91] an CF/EP-Rohren mit einem Lagenaufbau von $[0^{\circ}, \pm \Phi]_2$ nachgewiesen. Ein Aufbau ohne unidirektionale Verstärkungsfasern und einem Winkel von $\pm 70^{\circ}$ bewirkt hingegen eine Zunahme der SEA mit steigender Dehnrates. Feraboli [Fer08a] untersucht den Einfluss der Geschwindigkeit auf offene CF/EP-Wellenprofile mit Lagenaufbauten von $[0^{\circ}, 90^{\circ}]_{3s}$ und stellt lediglich einen geringen Einfluss auf die gemessenen Kennwerte (SEA) fest.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass es gegensätzliche Aussagen zum dynamischen Verhalten von FVK gibt. Eine Vergrößerung der Belastungsgeschwindigkeit kann, abhängig von den verwendeten Halbzeugen, einen positiven, negativen, aber auch annähernd keinen Einfluss auf die SEA haben, wobei die maximal bekannte Abweichung in einem Bereich von $\pm 35\%$ (bei duroplastischer Matrix) um den quasi-statischen Kennwert liegt. Die charakteristischen Versagensformen sind hingegen bei den betrachteten Dehnrates übertragbar [Mam97] [Fer08a]. Auf Basis der vorgestellten Ergebnisse lässt sich schlussfolgern, dass ein Verbund mit einem UP- und VE-Matrixsystem tendenziell eine höhere Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit aufweist als EP-Verbunde, die in vielen Versuchsreihen eine geringere Änderung der SEA aufweisen.

2.3 Numerische Berechnungsverfahren

2.3.1 Faserverbundmaterialmodelle

Um die Anisotropie und den schichtweisen Aufbau modelltechnisch zu berücksichtigen, wird in den meisten konventionellen FE-Programmen ein schalenbasiertes Faserverbundmaterialmodell verwendet. Das Grundprinzip basiert auf der Mindlin-Reissner Plattentheorie [Rei47] [Min51], welche für die Darstellung eines Mehrschichtverbundes angepasst ist [Gre05]. Im Gegensatz zu einem homogenen Material sind die mechanischen Kennwerte und die resultierenden Spannungen stark vom verwendeten Halbzeug und der Lagenorientierung abhängig. Um die resultierenden Schichtspannungen über die Wandstärke numerisch aufzulösen, wird jeder Schicht ein Integrationspunkt zugewiesen. Bild 2.12 zeigt das Grundprinzip zur numerischen Darstellung eines biegebelasteten Verbundes im elastischen Verformungsbereich.

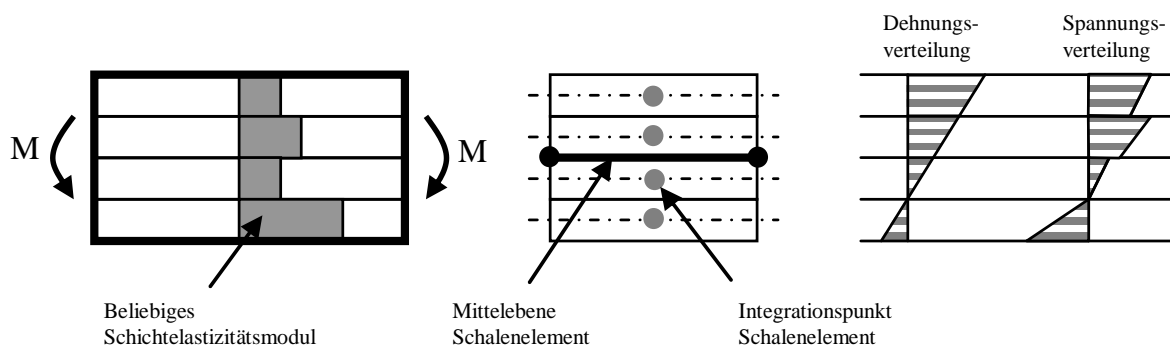


Bild 2.12: Beispiel einer schalenbasierten Darstellung eines biegebelasteten Laminates und zugehöriger Spannungs- und Dehnungsverteilungen. Zur numerischen Darstellung der Dehnungsverteilung über die Dicke wird jeder Einzelschicht ein Integrationspunkt zugewiesen [Dan06].

Das Modell basiert auf der Annahme, dass die Einzellagen entsprechend ihrer Kennwerte und Lage im Verbund zur Gesamtsteifigkeit beitragen. Spannungen in Dickenrichtung und Delaminationen können aufgrund des verwendeten Modellansatzes nicht wiedergegeben werden. Bei der Darstellung des Materialverhaltens wird im Allgemeinen zwischen elastischem Verhalten und Versagen differenziert. Die Untersuchung von Crashvorgängen mit expliziten Berechnungsverfahren berücksichtigt zudem das postkritische Schädigungsverhalten der Einzelschichten, bei dem der resultierende Spannungsverlauf aufgrund von Degradationen bzw. Materialschädigungen typischerweise einen nichtlinearen Verlauf aufweist. (Bild 2.13).

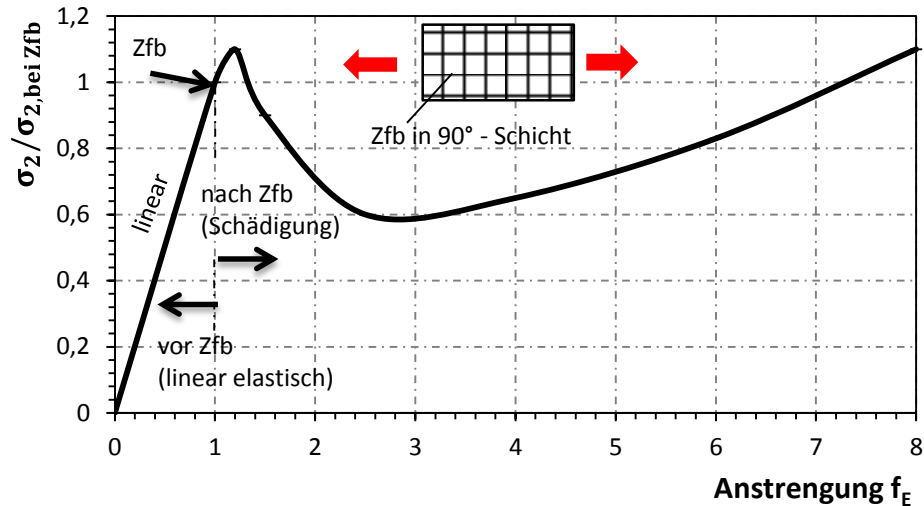


Bild 2.13: Verlauf der Spannung in einer 90°-Schicht eines Kreuzverbundes vor und nach Zfb [Sch07].

Elastisches Verhalten

Im elastischen Bereich treten keine plastischen Deformationen auf, so dass alle Verformungen definitionsgemäß reversibel sind. Der mathematische Zusammenhang zwischen Dehnung und Spannung einer unidirektionalen Einzelschicht kann daher durch ein lineares Gleichungssystem für die jeweiligen Belastungsrichtungen unter Berücksichtigung der Querkontraktion angegeben werden (Gleichung (2.17)) [PAM11].

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \end{Bmatrix} \quad (2.17)$$

Hierbei sind ε die Längsdehnungen und Schubverformungen, E und G der Elastizitäts- und Schubmodul, ν die Querkontraktionszahl und σ die Spannungen in die entsprechenden Richtungen. In Kurzform ergibt sich oben stehende Gleichung mit der Nachgiebigkeitsmatrix $[S]$ zu:

$$\{\varepsilon\} = [S] \cdot \{\sigma\} \quad (2.18)$$

Die Eingabeparameter, wie der Elastizitäts- und Schubmodul, können für den linearelastischen Bereich direkt aus Zug-, Schub- und Druckproben experimentell ermittelt werden.

Schichtversagen

In den meisten kommerziellen FEM-Programmen stehen Versagenskriterien für die Bewertung eines Schichtversagens zur Verfügung. Basierend auf diesen Hypothesen können ein Versagenskörper definiert sowie entsprechende Tragreserven einer belasteten Struktur analysiert werden. Hierfür werden die Eingangsgrößen zur Definition der Versagensgrenzen in der Regel aus einachsigen Prüfungen zur Materialcharakterisierung entnommen. Diese definieren im Allgemeinen die Stützstellen zur mathematischen Beschreibung der Versagensgrenzen. Darauf basierend können bei einer komplex belasteten Struktur die entsprechenden Reservefaktoren berechnet bzw. ein Versagen beschrieben werden. Eine ausführliche Beschreibung der zugrunde liegenden mathematischen Formulierungen sowie eine vergleichende Betrachtung verschiedener Versagenstheorien sind im so genannten „World Wide Failure Exercise (WWFE)“ zusammengefasst [Hin04]. Die Modelle definieren i.A. einen Versagenskörper im dreidimensionalen Spannungsraum, der die entsprechenden Grenzen beschreibt. In der folgenden Darstellung (Bild 2.14) ist der Versagenskörper nach Puck [Puc08] abgebildet, bei dem neben den Versagensgrenzen auch der entsprechende Bruchmodus zugeordnet werden kann.

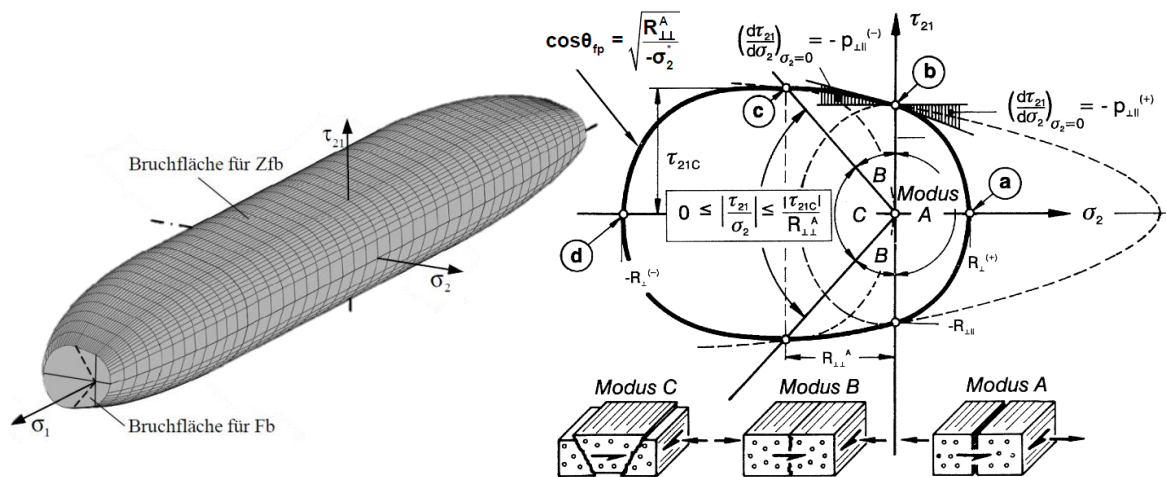


Bild 2.14: Dreidimensionaler Versagenskörper nach Puck (links) mit Schnittansicht (rechts) zur Darstellung der entsprechenden Versagensmodi für den Zwischenfaserbruch (Zfb) [Sch07].

In Abhängigkeit vom Belastungszustand ändert sich der Bruchmodus des Zwischenfaserbruchs (Bild 2.14 Modus A/B/C). Basierend auf der mathematischen Beschreibung des Versagenskriteriums ergibt sich der dargestellte dreidimensionale Versagenskörper, dessen Fläche die Traglastgrenzen definiert [Gre05]. Die Bruchfläche für einen Faserbruch wird durch die entsprechende Faserfestigkeit definiert.

Schädigungsmodellierung

Wird eine materialabhängige Dehn- bzw. Spannungsgrenze überschritten, können nicht reversible Verformungen auftreten. Um das resultierende Schädigungsverhalten der Einzelschicht numerisch darzustellen, wird das von Ladevèze [Lad92] entwickelte Modell mithilfe eines homogenen Ansatzes der Kontinuumsmechanik verwendet. Hierbei beschreiben Schädigungsparameter die Schadensakkumulation und das resultierende mechanische Verhalten des geschwächten Verbundes. Bei entsprechenden Belastungen treten Matrixrisse auf, die zu einer Reduktion der korrespondierenden Steifigkeitskennwerte bei Belastungen quer zur Faser und bei Schubbelastung führen. Um dieses numerisch zu berücksichtigen, wird eine lineare Degradation der Ausgangssteifigkeiten über die Schädigungsparameter \mathbf{d} formuliert (Gleichung (2.19)-(2.20)). Diese variieren von $\mathbf{d} = \mathbf{0}$ (ungeschädigt) bis $\mathbf{d} = \mathbf{1}$ (voll geschädigt).

$$\text{Quer} \quad E_2 = E_2^0 \cdot (1 - d_2) \quad (2.19)$$

$$\text{Schub} \quad G_{12} = G_{12}^0 \cdot (1 - d_{12}) \quad (2.20)$$

Werden diese Gleichungen in die Steifigkeitsmatrix $[C]$ (Gleichung (2.21)) eingesetzt, ergibt sich das resultierende nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten der Einzelschicht in Abhängigkeit der Schädigungsparameter gemäß Gleichung (2.22) [Gre05].

$$[C] = [S]^{-1} \quad (2.21)$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{1 - \nu_{12}^0 \nu_{21}^0} & \frac{\nu_{21}^0 E_1}{1 - \nu_{12}^0 \nu_{21}^0} & 0 & 0 & 0 \\ \nu_{21}^0 E_1 & E_2^0 (1 - d_2) & 0 & 0 & 0 \\ \frac{E_1}{1 - \nu_{12}^0 \nu_{21}^0} & \frac{\nu_{21}^0 E_1}{1 - \nu_{12}^0 \nu_{21}^0} & G_{12}^0 (1 - d_{12}) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_{23}^0 (1 - d_{12}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{12}^0 (1 - d_{12}) \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \end{Bmatrix} \quad (2.22)$$

Die Degradationsparameter werden in Abhängigkeit der Schädigungsfunktionen Y angegeben. Als Basis dient hierbei die volumenspezifische gespeicherte Energie E_D unter Berücksichtigung der Degradation der Matrix unter Querkzug und Schubverformung [PAM11] (Gleichung (2.23)).

$$E_D = \frac{1}{2} \cdot \{\sigma\}^T \{\varepsilon^e\} = \frac{1}{2} \cdot \{\varepsilon^e\}^T [C] \{\varepsilon^e\} \quad (2.23)$$

Im Detail ergibt sich diese zu [Pic08]:

$$E_D = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\sigma_{11}^2}{E_1} - \frac{2\nu_{12}^0}{E_1} \cdot \sigma_{11} \cdot \sigma_{22} + \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_+^2}{E_2^0 \cdot (1 - d_2)} + \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_-^2}{E_2^0} + \frac{\sigma_{12}^2}{G_{12}^0 \cdot (1 - d_{12})} \right) \quad (2.24)$$

mit dem Operator $\langle \rangle$, der zwischen Zug und Drucklastfall wie folgt unterscheidet:

$$\langle a \rangle = \begin{cases} a & \rightarrow \text{wenn}(a > 0) \\ 0 & \rightarrow \text{wenn}(a \leq 0) \end{cases} \quad (2.25)$$

Über die partielle Ableitung der Energie E_D nach den Schädigungsparametern werden die Basisfunktionen (Gleichung (2.26)-(2.27)) zur Beschreibung der Schädigung zur Quer- (Y_2) und Schubverformung (Y_{12}) hergeleitet [Fou06]:

$$Y_{12} = -\frac{\partial E_D}{\partial d_{12}} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\sigma_{12}^2}{G_{12}^0 \cdot (1 - d_{12})^2} \quad (2.26)$$

$$Y_2 = -\frac{\partial E_D}{\partial d_2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_+^2}{E_2^0 \cdot (1 - d_2)^2} \quad (2.27)$$

Die entsprechende Kopplung zwischen Schub- und Querschädigung ist in Gleichung (2.28) angegeben.

$$Y(t) = \max_{\tau \leq t} \left[\sqrt{Y_{12}(\tau) + b \cdot Y_2(\tau)} \right] \quad (2.28)$$

Der Koppelfaktor b ist experimentell zu bestimmen.

2.3.2 Simulation Energieabsorptionsverhalten FVK

Eine Grundvoraussetzung für den Einsatz von FVK-Bauteilen in einem Serienfahrzeug ist die numerische Auslegbarkeit des Strukturverhaltens. Kommerzielle FE-Programme wie beispielsweise PAM-CRASH™ [PAM11], LS-DYNA [LSD11], RADIOSS [RAD09] und Abaqus [Aba10] bieten entsprechende Materialmodelle für FVK, die den schichtweisen Aufbau und die damit verbundene Anisotropie darstellen können. Basierend auf Einzelschichtkennwerten wird über Lagenaufbau und -orientierung der Verbund definiert.

Diese Modelle werden für die Auslegung von steifigkeits- und festigkeitsrelevanten Lastfällen verwendet, bei denen sowohl das linear elastische als auch das Schädigungsverhalten eines

Verbundes abgebildet werden. Zudem steht eine Vielzahl möglicher Festigkeitshypothesen zur Verfügung, die das Bruchverhalten eines Verbundes darstellen (Kapitel 2.3.1).

Werden diese Modelle zur Berechnung einer axial belasteten energieabsorbierenden Struktur verwendet, entstehen aufgrund der Diskretisierung und der implementierten Versagensmodellierung große Kraftoszillationen. Beim Kontakt des Stempels mit der Struktur resultiert ein linearer Anstieg der Kraft, bis schließlich das Versagenkriterium erreicht wird und die entsprechenden Elemente eliminiert werden. Aufgrund des freigegebenen Raumes zwischen Bauteil und Stempel fällt die Kontaktkraft ab. Dieser sich wiederholende Vorgang führt zu einer stark oszillierenden Kraftkurve, deren Frequenz von der gewählten Elementkantenlänge und Elementelimination abhängt (Bild 2.15a). Eine Vorschädigung durch mikromechanische Schädigung oder fortschreitende Delaminationen wird in konventionellen Ansätzen nicht berücksichtigt, welches zu künstlich hohen Kraftspitzen und -oszillationen führt. Der Vergleich der numerischen (schwarz) mit der charakteristischen Versuchskurve (rot) in Bild 2.15a zeigt zudem, dass die numerisch berechnete absorbierte Energie, welche der Fläche unter der Kurve entspricht, mit diesem Ansatz deutlich zu gering ausfällt.

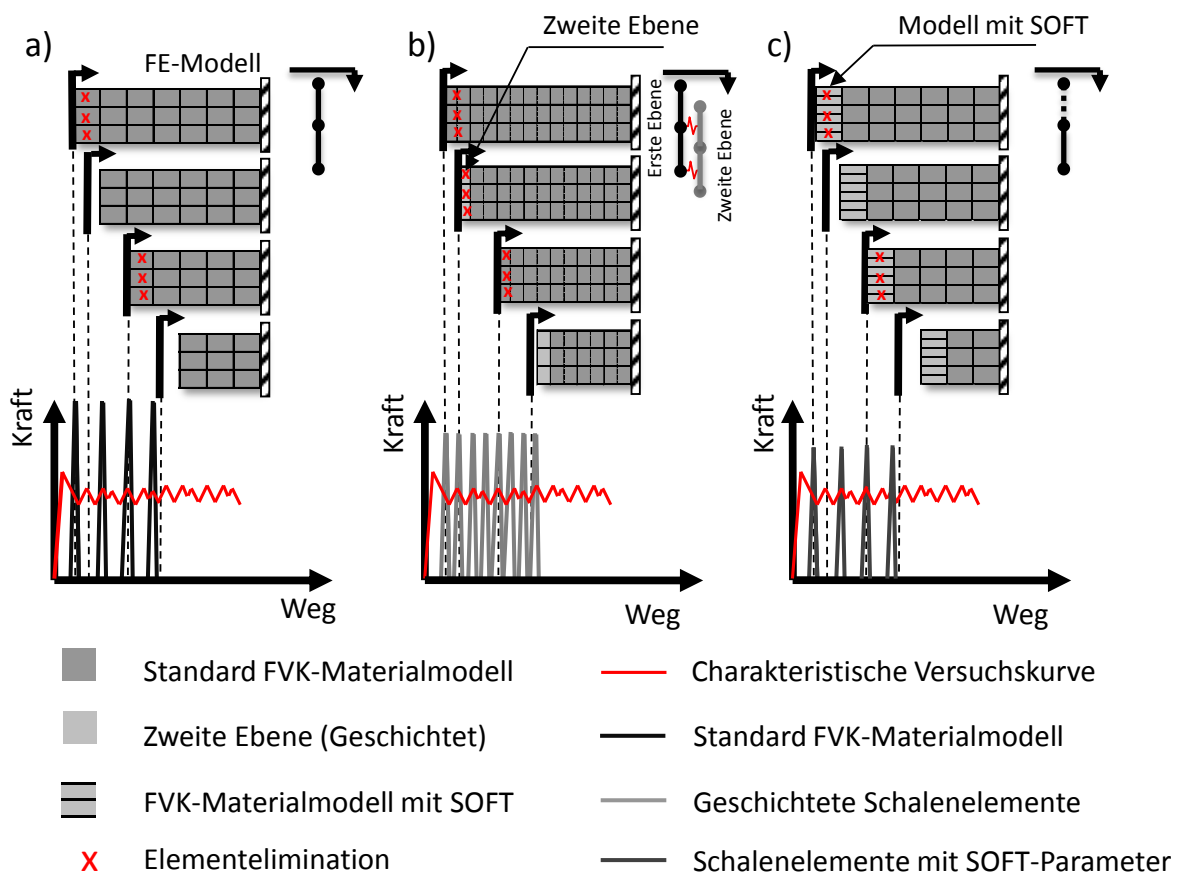


Bild 2.15: Schematischer Vergleich unterschiedlicher Modellansätze zur numerischen Darstellung des progressiven Versagens einer FVK-Struktur. a) Konventionelles FVK-Materialmodell mit implementiertem Versagensmodell, b) Geschichtetes Schalenmodell, bei dem zwei oder mehrere Schichten versetzt sind und c) konventionelles FVK-Materialmodell mit einstellbarem Degradationsmodell (SOFT) zur Reduktion der Festigkeit in der Bruchfront.

Um die Prognosegüte der numerischen Simulation eines energieabsorbierenden FVK-Bauteils zu erhöhen, haben sich in der Vergangenheit einige Grundlagenprojekte mit diesem Thema befasst.

Um das Schädigungs- und Delaminationsverhalten besser darzustellen, führt Farley [Far92a] numerische Untersuchungen zum energieabsorbierenden Verhalten mit geschichteten Modellen an Kreissegmenten durch, die mithilfe von Federelementen ein Auftrennen von einzelnen Schichten darstellen können. Ergebnisse an Rohrproben mit AF/EP und CF/EP zeigen qualitativ eine Übertragbarkeit des Versagensverhaltens, die berechneten Energieabsorptionskennwerte weisen hingegen Abweichungen von teilweise über 50% auf. In zweidimensionalen Detailmodellen (Schnittmodellen) studiert Hamada [Ham97] die wesentlichen Vorgänge während des progressiven Versagens. Indem neben einzelnen Schichten auch der Bruchkeil mit in die Simulation integriert wird, kann die Reibung und Schädigung infolge der Biegung am Bruchkeil numerisch näher analysiert werden. Weitergehende Analysen zum Crashverhalten von FVK führen Peters [Pet04] und Aktay [Akt09] mit der Smooth-Particle-Hydrodynamics-(SPH-)Methode durch. Im Gegensatz zur knotenbasierten FEM wird hierbei das Bauteil durch Partikel diskretisiert, wodurch sich große Verformungen numerisch stabil berechnen lassen [Liu03]. Ausgehend von Simulationen zu Strukturschäumen wird die SPH-Methode hierbei zur Darstellung der Matrixeigenschaften innerhalb überlagerter finiter Elemente genutzt [Akt09]. Die Validierung mit entsprechenden experimentellen Daten zeigt, dass die wesentlichen bruchmechanischen Vorgänge des progressiven Versagens gut dargestellt werden können. Für die Verbesserung der Prognosegüte sind gemäß Aktay die verwendeten Materialmodelle entsprechend zu erweitern und in weitergehenden Einflussanalysen näher zu bewerten.

Um den Effekt durch Schädigungen und vorlaufenden Delaminationen innerhalb der Bruchfront berechnungseffizient zu integrieren, entwickelt Maier [Mai90] einen Ansatz zur Reduktion der mechanischen Kennwerte in diesem Bereich. Über einen Skalierungsparameter (SOFT) werden die Laminatfestigkeit und die Schädigungskurve lokal angepasst, um somit ein progressives Versagensverhalten darzustellen. Die prinzipielle Wirkweise ist in Bild 2.15c visualisiert. Maier erzielt mit diesem Ansatz anhand von nachgerechneten Versuchen mit Rohrprobekörpern und zylindrischen Kegelstümpfen gute Ergebnisse. Untersuchungen von Feraboli [Fer08b] mit einem vergleichbaren Modell weisen eine deutliche Abhängigkeit vom verwendeten FE-Netz auf. Zudem zeigt er, dass die modelltechnisch bedingten Kraftüberhöhungen (Bild 2.15c) zu einem künstlich initiierten Versagen in der tragenden Struktur führen. Einen anderen Ansatz verfolgt Holzapfel [Hol08] mit einem geschichteten Schalenmodell, in dem er den Verbund über insgesamt vier gekoppelte Einzelschichten darstellt (Bild 2.15b). Anhand von Probekörpern werden diese Modelle hinsichtlich der Energieabsorptionsfähigkeit kalibriert. Durch den mehrschaligen Ansatz werden die

numerisch bedingten Kraftspitzen aufgrund der Unterteilung des Verbundes in vier Sublamine reduziert. In Versuchen mit geschlossenen Strukturen wird eine gute Übertragbarkeit der numerischen Ergebnisse auf entsprechende Versuchsdaten nachgewiesen. Aufgrund des gewählten Modellansatzes, der Kalibrierungsmethode sowie der relativ feinen Diskretisierung (Kantenlängen ~ 3 mm) schlussfolgert Holzapfel, dass der Ansatz noch keine „Universallösung“ darstellt und sich nicht auf beliebige Strukturen übertragen lässt [Hol08].

Es zeigt sich, dass das progressive Versagensverhalten aufgrund der mikromechanischen Vorgänge mit konventionellen Modellen nur unzureichend berechenbar ist. Mithilfe der beschriebenen Modellierungsansätze kann eine deutliche Verbesserung hinsichtlich der Prognosefähigkeit zum Energieabsorptionsverhalten erzielt werden. Die numerisch bedingten Kraftspitzen sowie die starke Abhängigkeit vom verwendeten FE-Netz können jedoch zu abweichenden Ergebnissen führen und sind daher bauteilspezifisch zu validieren.

2.4 Schlussfolgerungen für die Arbeit

In den vorangegangenen Unterkapiteln wird aufgezeigt, dass sowohl die Versagenscharakteristik als auch die Energieabsorptionskennwerte eine signifikante Abhängigkeit von Parametern wie dem Lagenaufbau, dem Halbzeug, der Dehnrates und der Geometrie aufweisen. Abhängig von der gewählten Versuchskonfiguration zeigen Probekörper folgende mögliche Versagensformen:

- Progressives Versagensverhalten,
- Progressives Versagensverhalten mit lokalen Instabilitäten und
- Versagen infolge globaler oder lokaler Instabilitäten.

Die auftretenden Mechanismen haben hierbei einen entscheidenden Einfluss auf die resultierenden Absorptionskennwerte, wobei die höchste SEA mit einem progressiven Versagensverhalten erzielt wird. Für die Auslegung und Dimensionierung von energieabsorbierenden FVK-Strukturen ist daher die genaue Kenntnis des Versagensverhaltens und der entsprechenden Kennwerte von großer Bedeutung. Aus den vorgestellten Versuchsreihen geht hervor, dass ein progressives Verhalten über den kompletten Querschnitt nur erzielt wird, wenn das Bauteil eine ausreichend hohe Sicherheit gegenüber lokalen und globalen Instabilitäten aufweist (vgl. Bild 2.11).

Für die Bewertung des Versagensverhaltens sind daher sowohl das materialspezifische Lastniveau im progressiven Versagen als auch die entsprechende Bauteilstabilität zu ermitteln. Da letztere abhängig von den Steifigkeitskennwerten sowie der entsprechenden Bauteilgeometrie ist, kann diese über numerische Berechnungsverfahren berücksichtigt werden. Als Basis dienen die relevanten Materialkennwerte (Einzelschichtsteifigkeiten), die über genormte Prüfverfahren zu ermitteln sind. Für die Bestimmung der materialspezifischen Absorptionskennwerte existieren derzeit keine Standardprüfverfahren, so dass im Rahmen dieser Arbeit eine Methode zu entwickeln ist, mit der das Energieabsorptionsverhalten näher analysiert werden kann. Durch die effiziente Herstellung sowie der wandstärkenunabhängigen Mittelfläche bieten sich insbesondere Flachproben zur Charakterisierung der entsprechenden Absorptionskennwerte an. Aufgrund ihrer Geometrie neigen diese Probekörper jedoch zu Instabilitäten, so dass ein entsprechender Prüfstand für eine robuste Versuchsdurchführung zu entwickeln ist.

Da sich auf Basis der vorgestellten Ergebnisse keine klare Tendenz zum Einfluss des Lagenaufbaus, des Faserwinkels und der Dehnrates auf die SEA ableiten lässt, sollen entsprechende Versuchsreihen den Einfluss dieser Größen auf das in der vorliegenden Arbeit

verwendete Material aufzeigen. Im Rahmen einer weiteren Versuchsreihe ist zudem der Einfluss dreidimensionaler Verstärkungen auf die SEA zu bewerten und zu analysieren. Dreidimensional verstärkte Halbzeuge weisen gegenüber geschichteten Laminaten eine deutliche Steigerung der interlaminaren Eigenschaften auf. Dieses Potenzial ist hinsichtlich der SEA experimentell und numerisch näher zu betrachten.

Für die Auslegung von Fahrzeugstrukturen mit energieabsorbierenden FVK-Strukturen ist das entsprechende Verhalten in einer expliziten FEM-Analyse darzustellen. Es zeigt sich, dass numerische Analysen mit konventionellen FVK-Schalenmaterialmodellen aufgrund ihrer Charakteristik die wesentlichen mechanischen Vorgänge und die spezifischen Kennwerte nicht korrekt darstellen (vgl. Bild 2.15). Daher ist im Rahmen dieser Arbeit eine Methode zu erarbeiten, mit der das energieabsorbierende Verhalten dargestellt werden kann, ohne dabei den typischen kritischen Zeitschritt wesentlich zu beeinflussen.

Aus den Schlussfolgerungen lassen sich die Arbeitspunkte für die vorliegende Arbeit wie folgt zusammenfassen:

- Materialcharakterisierung:
 - Charakterisierung der Einzelschichtkennwerte (Steifigkeit/Festigkeit) des verwendeten Materials für die Stabilitätsbewertung.
 - Entwicklung einer Prüfvorrichtung zur experimentellen Analyse des energieabsorbierenden Verhaltens mit ebenen Probekörpern.
 - Einflussanalyse von materialspezifischen (Lagenaufbau, Faserorientierung, interlaminare Verstärkung) und äußeren (Dehnraten) Parametern auf die Energieabsorption.
- Bewertung des Versagensverhaltens:
 - Numerische Bewertung des Versagensverhaltens unter Berücksichtigung lokaler und globaler Instabilitäten.
 - Detaillierte numerische Analyse des Versagensverhaltens inklusive der Darstellung der mechanischen Vorgänge innerhalb der Bruchfront.
- Simulationmethodik:
 - Entwicklung einer effizienten Berechnungsmethodik zur Implementierung des energieabsorbierenden Verhaltens einer FVK-Struktur in eine explizite FE-Analyse.

3 Charakterisieren der mechanischen Werkstoffkennwerte

Bei der Auslegung und Bewertung von Energieabsorptionselementen aus FVK sind mehrere Materialkennwerte zu berücksichtigen. Neben der SEA, die das Leichtbaupotenzial bzgl. der Energieabsorptionsfähigkeit eines Materials definiert, werden zusätzliche Kennwerte zur Steifigkeit und Festigkeit eines Verbundes benötigt, um die Struktur hinsichtlich ihrer Stabilität und Versagensgrenzen zu bewerten. Nur wenn ein vorzeitiges Versagen durch Instabilitäten und Überschreiten der Festigkeitsgrenzen ausgeschlossen werden kann, ist ein stabiles Energieabsorptionsverhalten zu erzielen (vgl. Kapitel 4).

Während für die Charakterisierung der Steifigkeit und Festigkeit genormte Prüfverfahren angewandt werden, existieren für die Untersuchung des energieabsorbierenden Verhaltens von FVK-Strukturen keine Standardverfahren. Im Folgenden wird daher ein Ansatz entwickelt, um die experimentellen Analysen zum progressiven Versagensverhalten an ebenen Probekörpern durchzuführen. Zur robusten und reproduzierbaren Versuchsdurchführung wird eine Vorrichtung vorgestellt, die ein stabiles Energieabsorptionsverhalten gewährleistet. Die Prüfverfahren werden zum einen zu vergleichenden Untersuchungen und zum anderen als experimentelle Basis für die folgenden Berechnungsmodelle genutzt.

Im Stand der Technik (vgl. Kapitel 2) wird gezeigt, dass sich keine klare Tendenz zum Einfluss verschiedener Parameter auf die SEA ableiten lässt. Daher werden mit dem vorliegenden Material neben Parameterstudien zum Einfluss der Versagensinitiierung, Lagenorientierung, z-Verstärkung (getuftet) auch dynamische Versuche mit dem entwickelten Prüfstand durchgeführt.

3.1 Verwendetes Material und Probekörperherstellung

In der vorliegenden Arbeit werden ausschließlich Verbunde aus Kohlenstofffasern und Epoxidharzen untersucht. Der Fokus liegt hierbei auf bi- und unidirektionalen flächigen Gelegen, mit denen eine Vielzahl möglicher Lagenaufbauten realisiert werden können. Die in der vorliegenden Arbeit verwendeten textilen Halbzeuge sind in Tabelle 3.1 mit den wichtigsten Herstellerangaben zusammengefasst.

Tabelle 3.1: Zusammenstellung der Kennwerte der beiden verwendeten textilen Halbzeuge und Fasern [Sae07] [Tob08] [Zol07a] [Zol07b].

	Saertex S37CX000-00300- T2540	Zoltek PX35FBUD0300
Halbzeugtyp	Bidirektionales Gelege	Unidirektionales Gelege
Flächengewicht	306 g/m ²	332 g/m ²
Fasern	Tenax STS (24k)	Zoltek Panex35 (50k)
Steifigkeit (Faser/Zug)	240 GPa	242 GPa
Festigkeit (Faser/Zug)	4000 MPa	3800 MPa
Dichte (Faser)	1,77 g/cm ³	1,81 g/cm ³

Während das Saertex-Gelege einen bidirektionalen $\pm 45^\circ$ -Aufbau besitzt, wird das Zoltek-Material als UD-Gelege verwendet. Die Flächengewichte der Halbzeuge sind vergleichbar, wobei das UD-Material zusätzlich mit rund 7,5 g/m² Epoxidharzbinder zur besseren Handhabung benetzt ist. Als Matrixsystem wird in den folgenden Untersuchungen das Infusionsharz MGS RIM135 der Firma Momentive verwendet. Die wichtigsten Herstellerangaben sind in Tabelle 3.2 zusammengefasst.

Tabelle 3.2: Zusammenstellung der Kennwerte des verwendeten Matrixsystems [Hex05].

	RIM135/RIMH137
Dichte	1,18 - 1,2 g/cm ³
Biegesteifigkeit	2,7 - 3,2 GPa
Biegefestigkeit	90 - 120 MPa
Zugfestigkeit	60 - 75 MPa
Bruchdehnung	5 - 10%

Das Harzsystem wird bei Raumtemperatur (RT) verarbeitet (Topfzeit bei RT ~180 min) und anschließend bei 90° C über eine Dauer von ca. 15 h getempert.

Alle Probekörper werden im Vacuum Assisted Resin Infusion (VARI) Verfahren hergestellt und weisen einen Faservolumengehalt (FVG) von durchschnittlich 50% bis 55% auf. Das Grundprinzip des VARI-Verfahrens, bei dem mittels eines anliegenden Vakuums die Fasern getränkt werden, ist schematisch in Bild 3.1 dargestellt.

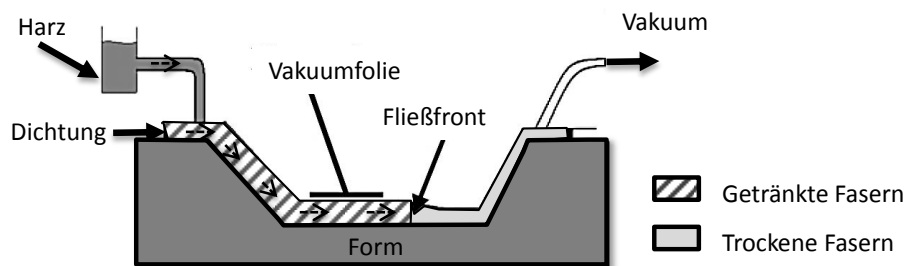


Bild 3.1: Schematische Darstellung des „vacuum assisted resin infusion“ (VARI) Verfahrens zur Herstellung von FVK-Bauteilen [Jou02].

Wie in Kapitel 2 beschrieben, hat der Lagenaufbau einen entscheidenden Einfluss auf die SEA. Basierend auf der Erkenntnis, dass ein hoher Faseranteil in Bauteillängsrichtung in Kombination mit außen liegenden Stützlagen eine gute Eignung zur Energieabsorption besitzt, wird der in Tabelle 3.3 als MAT A gekennzeichnete Lagenaufbau als Referenz definiert. Neben dieser Konfiguration werden für die Analyse der Einflussfaktoren auf die SEA weitere Materialien mit variierender Anzahl von UD-Schichten (MAT B - Kapitel 3.4.3) sowie reinen UD-Proben (MAT C - Kapitel 3.4.2) betrachtet. Die Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte werden an Aufbauten mit jeweils einem Halbzeug ermittelt (MAT C / MAT D). Tabelle 3.3 fasst die im Rahmen dieser Arbeit hergestellten und experimentell analysierten Probeplatten zusammen.

Tabelle 3.3: Zusammenfassung der in der vorliegenden Arbeit analysierten Laminare mit entsprechenden Halbzeug- und Laminatdaten.

	Aufbau	Halbzeug 1 (H1)	Halbzeug 2 (H2)	durchsch. FVG	durchsch. Wanddicke	Prüfung
MAT A	$[\pm 45^{\circ}_1, 0^{\circ}_2]_s$	Saertex S37CX000	Zoltek PX35FBUD	53%	2,2 mm	Energieabsorption
MAT B	$[\pm 45^{\circ}_1, 0^{\circ}_x]_s$	Saertex S37CX000	Zoltek PX35FBUD	54%	1,45 mm – 4,35 mm	Energieabsorption
MAT C	$[0^{\circ}_6, 0^{\circ}_8]$		Zoltek PX35FBUD	53%	2,2 mm 2,9 mm	Energieabsorption / mech. Kennwerte
MAT D	$[0^{\circ}/90^{\circ}]_{4s}$	Saertex S37CX000		52%	2,9 mm	mech. Kennwerte

Um den Einfluss einer dreidimensionalen Verstärkung auf die SEA zu untersuchen, werden in einer separaten Versuchsreihe (Kapitel 3.4.4) die Lagen vor der Infiltration mit Glas-, Aramid- und Kohlenstofffasern in Dickenrichtung (z-Richtung) verstärkt. Dieses wird über einen zusätzlichen Prozessschritt, dem Tufting, realisiert. Hierbei wird ein Faden durch das Nähgut (hier: Gelege) geführt, der aufgrund von Reibung beim Rückführen der Nadel in seiner

Position verbleibt und somit, abhängig von der Einstichtiefe, auf der Rückseite Schlaufen hinterlässt (Bild 3.2). Gegenüber konventionellen Nähverfahren wird beim Tufting nur eine einseitige Zugänglichkeit benötigt [Gri07]. Aufgrund der relativ geringen Fadenspannung werden die einzelnen Lagen zudem nur unwesentlich verspannt.

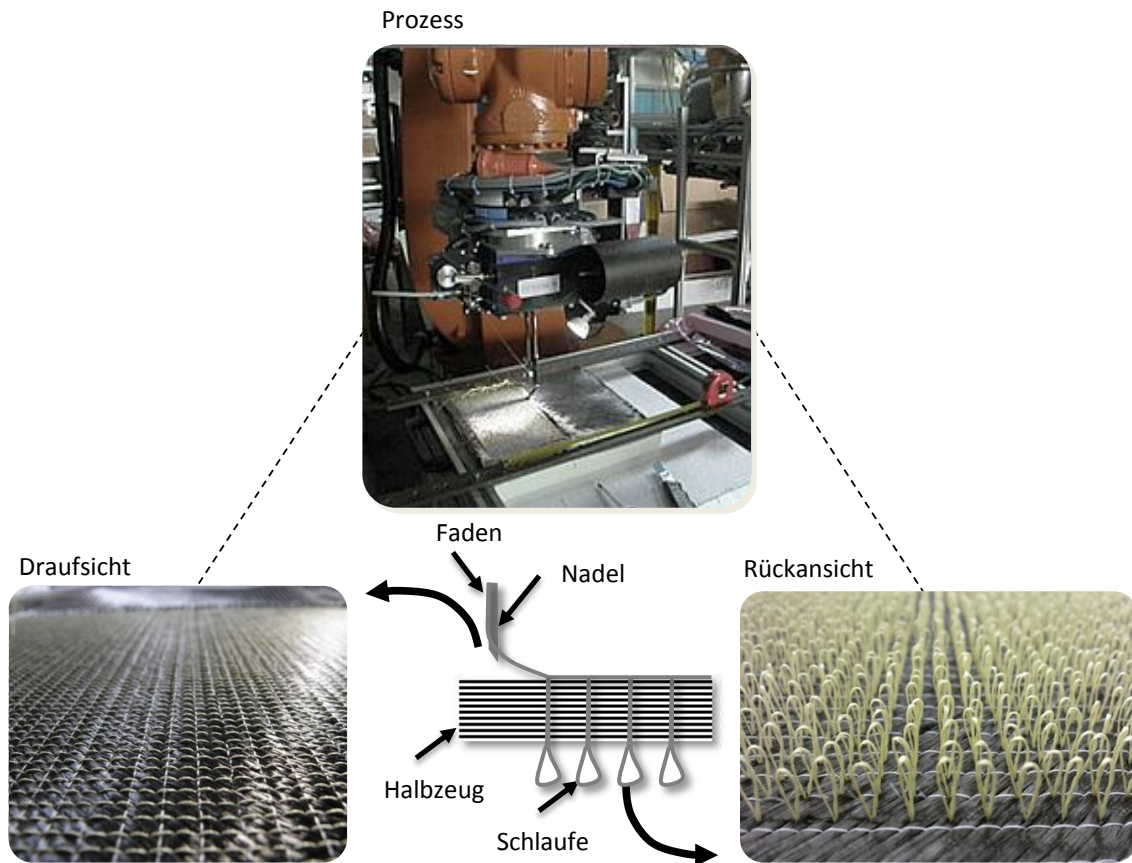


Bild 3.2: Oben: Roboter mit entsprechendem Nähkopf während des Tuftingprozesses. Unten: Schematische Darstellung des Tuftingprozesses (Mitte) sowie eine Draufsicht (links) und Rückansicht (rechts) eines getufteten Aramidgarns in einem Kohlenstofffasergelege.

Zur Herstellung der Probekörper wird der Referenzlaminataufbau (MAT A) verwendet. Die Verstärkung wird über einen robotergeführten KSL RS 522 Tufting Nähkopf eingebracht. Als Tuftingmaterial werden die folgenden drei Garntypen verwendet:

1. E-Glas-Garn mit 102tex,
2. Aramid-Garn mit 120tex und
3. Kohlenstofffaser (HT) mit 67tex.

Im Rahmen der Parameterstudie werden für die drei untersuchten Tuftingmaterialien jeweils zwei verschiedene Stichmuster (3 x 3 mm und 6 x 6 mm) betrachtet. Im Schliffbild (Bild 3.3) ist beispielhaft der Verlauf der Aramidfasern durch die ersten beiden Lagen des Laminats (MAT A) für das Stichmuster 3 x 3 mm abgebildet.

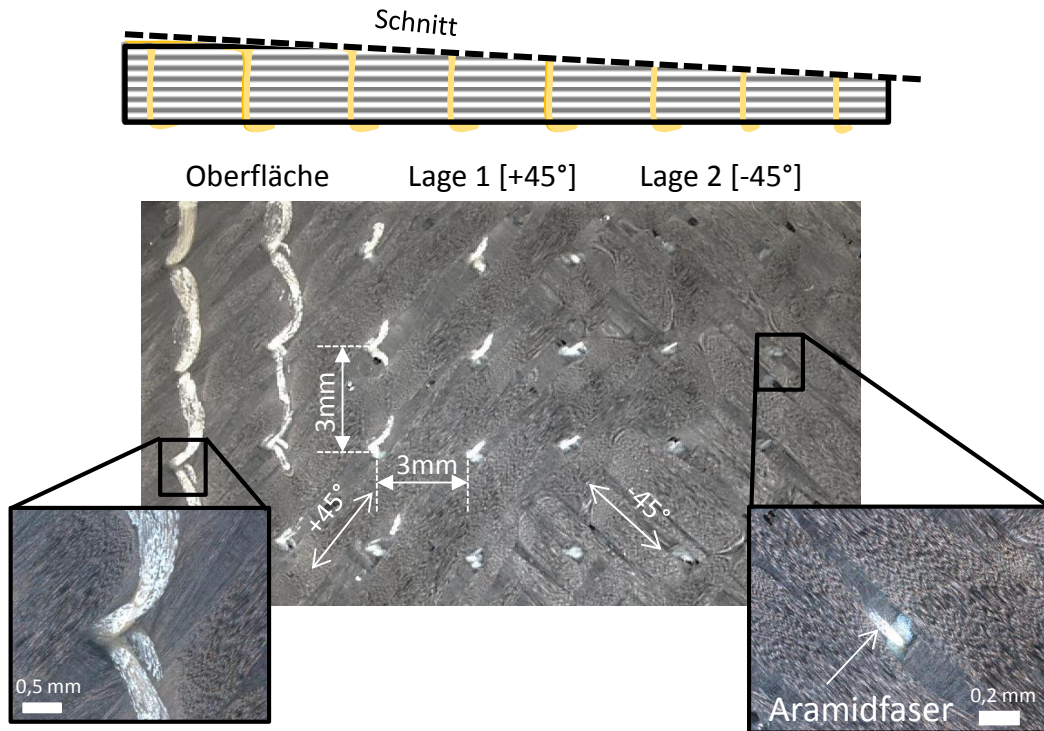


Bild 3.3: Schlichtbild durch die ersten beiden Lagen eines getufteten Laminates (MAT A –A-Faser $3 \times 3 \text{ mm}$). In den Detailbildern ist die Auslenkung der C-Fasern infolge der z -Verstärkung zu erkennen.

Durch das Tufting können Faserverschiebungen innerhalb des Nähguts auftreten (Bild 3.3-Detailaufnahmen), die die intralaminaren Kennwerte beeinflussen können. Um den Unterschied zu quantifizieren, werden mit diesem Material neben der Ermittlung der Energieabsorptionskennwerte ebenfalls Zug- und Druckversuche durchgeführt. Die Ergebnisse der getufteten und nicht getufteten Proben werden anschließend vergleichend gegenübergestellt.

3.2 Charakterisieren der Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte

Zur Charakterisierung der verwendeten Materialien werden neben den verbundspezifischen Energieabsorptionskennwerten (Kapitel 3.3) auch die entsprechenden Parameter der Steifigkeiten und Festigkeiten für die jeweiligen Faserhalbzeuge ermittelt. Aufgrund der Richtungsabhängigkeit der mechanischen Kennwerte werden diese in Zug-, Druck- und Schubversuchen ermittelt. Die Durchführung und Auswertungen werden entsprechend den Normungen für Zug- [DIN97], Druck- [DIN00] und Schubprüfungen [DIN98] vorgenommen.

Im Rahmen der Charakterisierung wird zudem der Einfluss der verstärkenden Tuftingfäden auf die intralaminaren Kennwerte (Zug, Druck) näher analysiert. Aufgrund der Interaktion des Geleges mit den Tuftingfäden entstehen an den Kreuzungspunkten zusätzliche Faserauslenkungen (Bild 3.3), die einen Einfluss auf diese Kennwerte haben. Des Weiteren bildet sich bei den verstärkten Proben aufgrund der Schlaufenbildung an der Unterseite eine matrixreiche Schicht, die prozessbedingt eine Veränderung der Bauteildicke und des Faservolumengehalts bewirkt. Der Einfluss auf die Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte wird in Kapitel 3.2.2 ermittelt und mit den Referenzlaminaten korreliert. Die durchgeführten Versuche sowie die zugehörigen Randbedingungen und Probekörperanzahl sind in Tabelle 3.4 zusammengefasst.

Tabelle 3.4: Zusammenfassung der durchgeführten Prüfungen zur Charakterisierung der Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte der verwendeten Materialien.

Material	Prüfung	Probenanzahl	Probenabmaße	Messdaten	Einspannung
MAT D	Zugversuch	5	250 x 25 x t_{probe}	Kraft/ Weg / Längs- u. Querdehnung	hydr. Spannbacken
	Druckversuch	5	110 x 10 x t_{probe}	Kraft/ Weg / Längsdehnung	Celanese Vorrichtung
	Schubversuch	5	250 x 25 x t_{probe}	Kraft/ Weg / Längs- u. Querdehnung	hydr. Spannbacken
MAT C	Zugversuch	5	250 x 25 x t_{probe}	Kraft/ Weg / Längs- u. Querdehnung	hydr. Spannbacken
	Druckversuch	5	110 x 10 x t_{probe}	Kraft/ Weg / Längsdehnung	Celanese Vorrichtung
MAT C (Tufting AF 3x3 mm)	Zugversuch	5	250 x 25 x t_{probe}	Kraft/ Weg / Längs- u. Querdehnung	hydr. Spannbacken
	Druckversuch	5	110 x 10 x t_{probe}	Kraft/ Weg / Längsdehnung	Celanese Vorrichtung

3.2.1 Basislaminat

Zur Charakterisierung der intralaminaren Kennwerte werden Versuche an rechteckigen Flachproben gemäß den Normungen durchgeführt. Die Probekörper werden für die jeweiligen Versuchsreihen aus einer gefertigten Platte entnommen (Bild 3.4). Während bei den Zug- und Schubversuchen die Krafteinleitung über hydraulische Spannbacken realisiert wird, wird bei den Druckversuchen eine Vorrichtung (Celanese) verwendet, die ein Ausknicken des

Probekörper verhindern soll. Um das Risiko einer möglichen Vorschädigung aufgrund der Einspannkkräfte zu minimieren, werden alle Probekörper im Kräfteinleitungsbereich mit aufgeklebten Glasfaserlaminaten verstärkt.

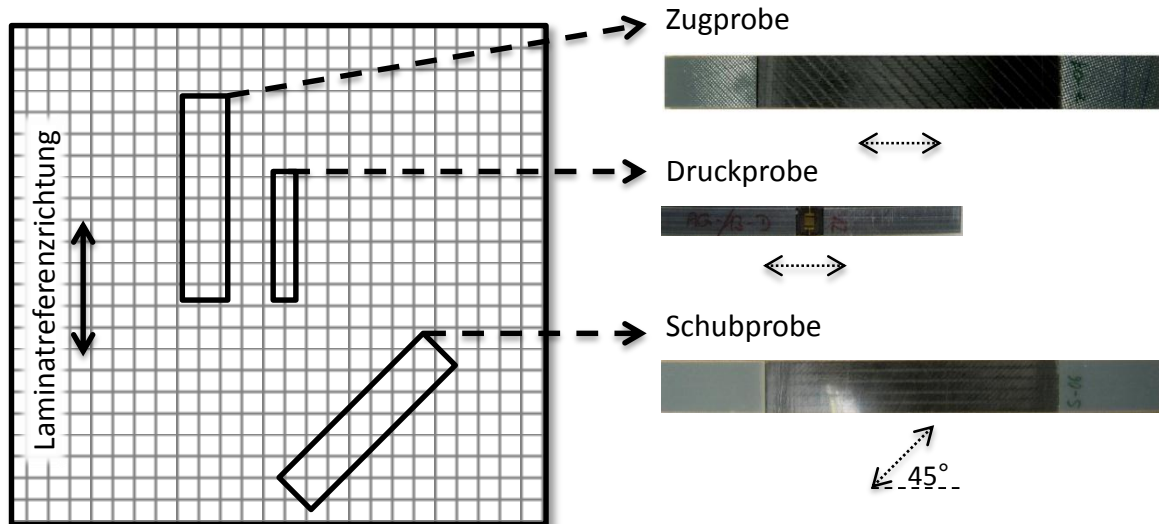


Bild 3.4: Darstellung der Probekörperentnahme und beispielhafter Proben inklusive der Laminatreferenzrichtung für die Charakterisierung der mechanischen Kennwerte (Steifigkeit/Festigkeit).

Während der weggesteuerten Prüfungen werden sowohl die resultierende Kraft als auch die Verschiebung aufgezeichnet. Die Dehnungsmessung erfolgt hierbei über Dehnungsmessstreifen (DMS) [Ebe07], die auf dem Probekörper appliziert werden.

Um ein mögliches Ausknicken des Prüflings unter Druckbeanspruchung zu detektieren, wird bei der Druckprüfung die Stauchung beidseitig aufgezeichnet. Überschreitet die relative Differenz der beiden Messwerte ein Grenzmaß [DIN00], wird die Probe aufgrund von Biegung nicht gewertet.

Zur Berechnung der Spannung wird die resultierende Kraft auf den Ausgangsquerschnitt des Probekörpers (A_0) bezogen (Gleichung (3.1)).

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (3.1)$$

Der Elastizitätsmodul lässt sich über die lineare Approximation von Spannung und Längsdehnung nach dem Hook'schen Gesetz berechnen (Gleichung (3.2)).

$$E = \frac{(\sigma_2 - \sigma_1)}{(\varepsilon_{L2} - \varepsilon_{L1})} \quad (3.2)$$

Die Querkontraktion (ν) beschreibt die Quer- (ε_Q) infolge einer Längsdehnung und ist wie folgt definiert (Gleichung (3.3)).

$$\nu = -\frac{\varepsilon_Q}{\varepsilon_L} \quad (3.3)$$

Im Folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse der untersuchten Proben dargestellt. Für das bidirektionale Gelege mit Tenax STS-Fasern (MAT D) ergibt sich sowohl beim Zug- als auch beim Druckversuch ein annähernd linearer Verlauf bis zum Bruch. In Bild 3.5 sind die Spannungs-Dehnungskurven der geprüften Probekörper eingetragen. Deutlich zu erkennen sind die unterschiedlichen Festigkeiten in Zug- (785 MPa) und Druckrichtung (381 MPa).

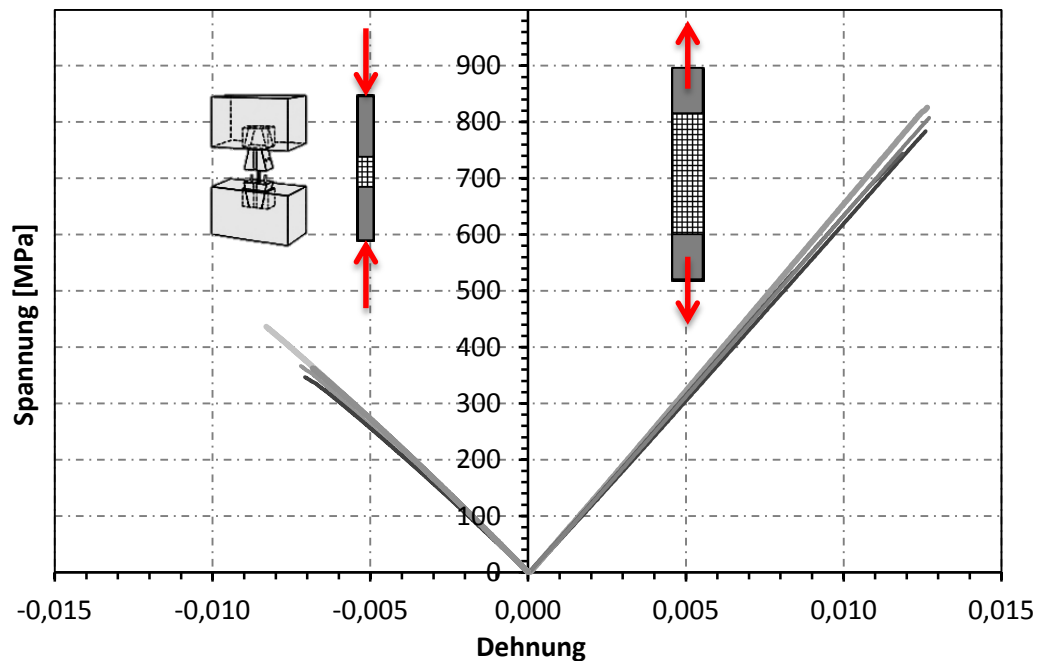


Bild 3.5: Spannungs-Dehnungs-Verlauf unter Zug- und Druckbelastung des MAT D. Für die Druckprüfung wird die Celanese-Vorrichtung (Bild: [DIN00]) zur Stabilisierung verwendet.

Die Versuche zur Charakterisierung der Schubkennwerte werden an einem $[\pm 45^\circ]_{4s}$ Laminat durchgeführt. Die Prüfgeschwindigkeit ist mit 2 mm/min ebenfalls als quasi-statisch definiert. Die Schubverformung in der Lagenebene γ_{12} wird aus den Daten der beiden orthogonal angeordneten DMS berechnet (Gleichung (3.4)).

$$\gamma_{12} = \varepsilon_Q - \varepsilon_L \quad (3.4)$$

Der Schubmodul G_{12} wird an den Stellen $\gamma'_{12} = 0,001$ und $\gamma''_{12} = 0,005$ mit den zugehörigen Schubspannungen nach den Gleichungen (3.5) und (3.6) bestimmt.

$$G_{12} = \frac{(\tau_{12}'' - \tau_{12}')}{(\gamma_{12}'' - \gamma_{12}')} \quad (3.5)$$

$$\tau_{12} = \frac{F}{2 \cdot A_0} \quad (3.6)$$

Die experimentell bestimmten Schubspannungen sind in Bild 3.6 in Abhängigkeit der Schubverformung dargestellt.

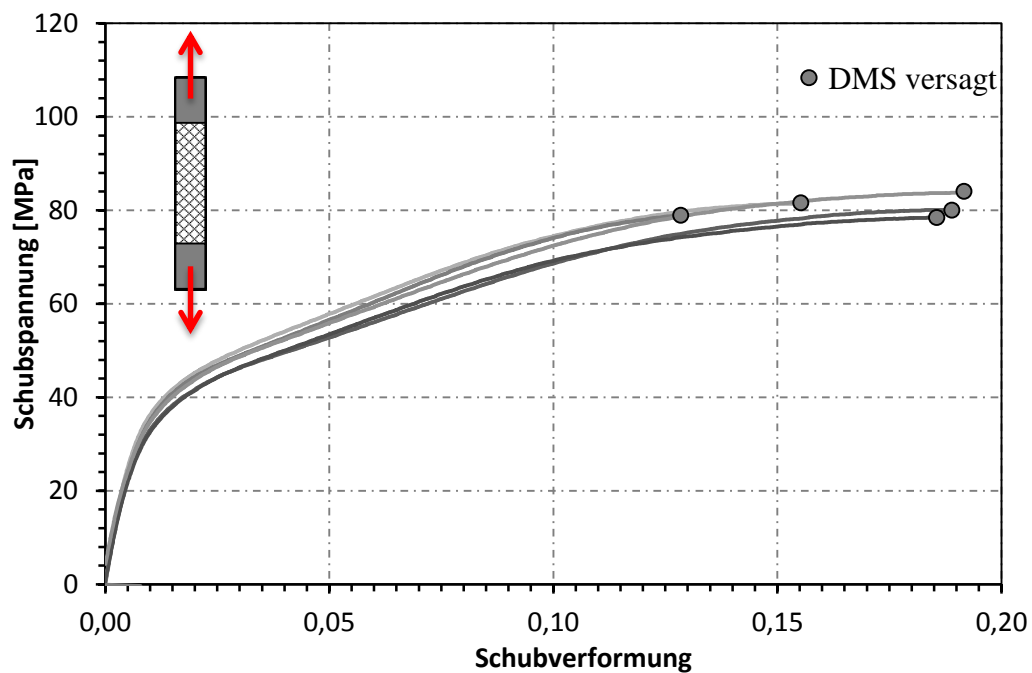


Bild 3.6: Schubspannungs-Schubverformungs-Verlauf unter Schubbelastung des MAT D $[\pm 45^\circ]_{4s}$.

Im Gegensatz zum annähernd linearen Anstieg unter Zug- und Druckbelastung weist das bidirektionale $[\pm 45^\circ]$ -Laminat einen deutlichen nichtlinearen Bereich auf. Aufgrund von Matrixschädigung und Delaminationen resultiert eine Degradation der mechanischen Eigenschaften, bis schließlich bei durchschnittlich 81 MPa die maximale Schubfestigkeit erreicht wird. Wie in Bild 3.6 markiert, versagt aufgrund der großen Dehnungen und der Schädigung des Laminates der DMS, bevor die maximale Bruchdehnung erreicht wird. Da die Schubfestigkeit aus den Kraftdaten und der Schubmodul im geringen Verformungsbereich ermittelt werden (Gleichung (3.5)), stehen hierfür die entsprechenden Messdaten zur Verfügung.

Das UD-Gelege mit Zoltek-Fasern wird als reiner unidirektionaler Verbund (MAT C) in Zug- und Druckrichtung charakterisiert. Die Versuche verlaufen analog dem des bidirektionalen Geleges. Zur Berechnung der Querkontraktionszahl werden bei den Zugversuchen orthogonal angeordnete DMS appliziert. Die entsprechenden Spannungs-Dehnungskurven für den

Verbund sind in Bild 3.7 dargestellt. Hierbei zeigt sich ebenfalls eine lineare Verformung bis zum spröden Versagen. Die Differenz der Festigkeiten in Zug- (1537 MPa) und Druckrichtung (521 MPa) ist deutlicher ausgeprägt als beim bidirektionalen Gelege.

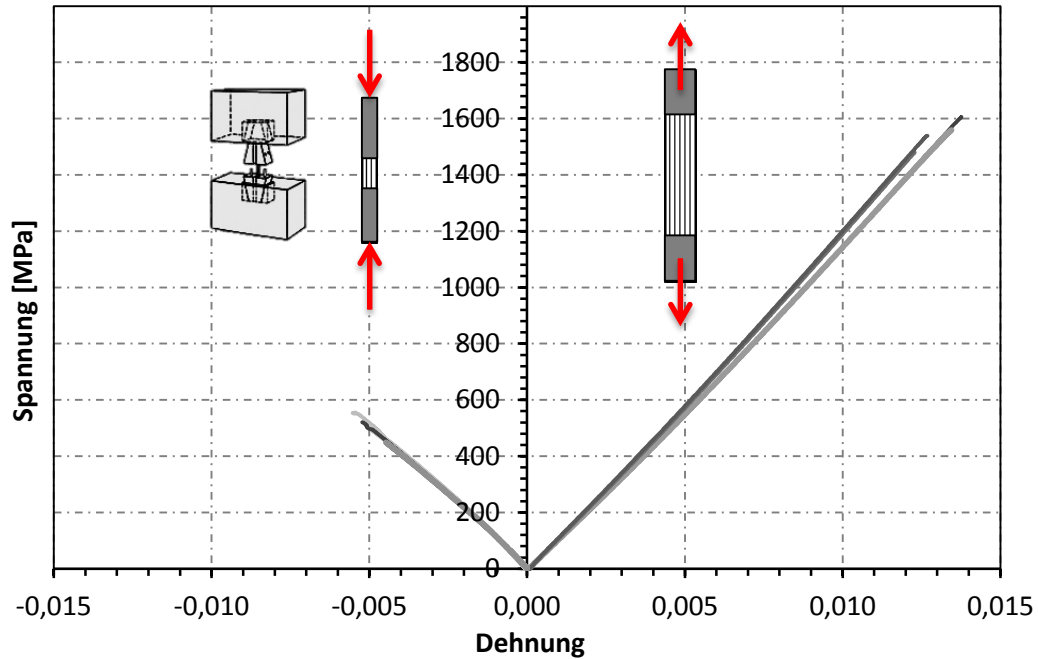


Bild 3.7: Spannungs-Dehnungs-Verlauf unter Zug- und Druckbelastung des MAT C. Für die Druckprüfung wird die Celanese-Vorrichtung (Bild: [DIN00]) zur Stabilisierung verwendet.

Zur Bestimmung der Querkontraktion wird das Verhältnis aus Längs- zur Querdehnung verwendet. In Bild 3.8 ist dieser Zusammenhang für die untersuchten Probekörper über den Dehnungsbereich gezeigt. Hierbei ist zu erkennen, dass ein linearer Zusammenhang beider Kennwerte über die gesamte Versuchsdauer vorliegt. Die gemittelte resultierende Querkontraktionszahl ist 0,314.

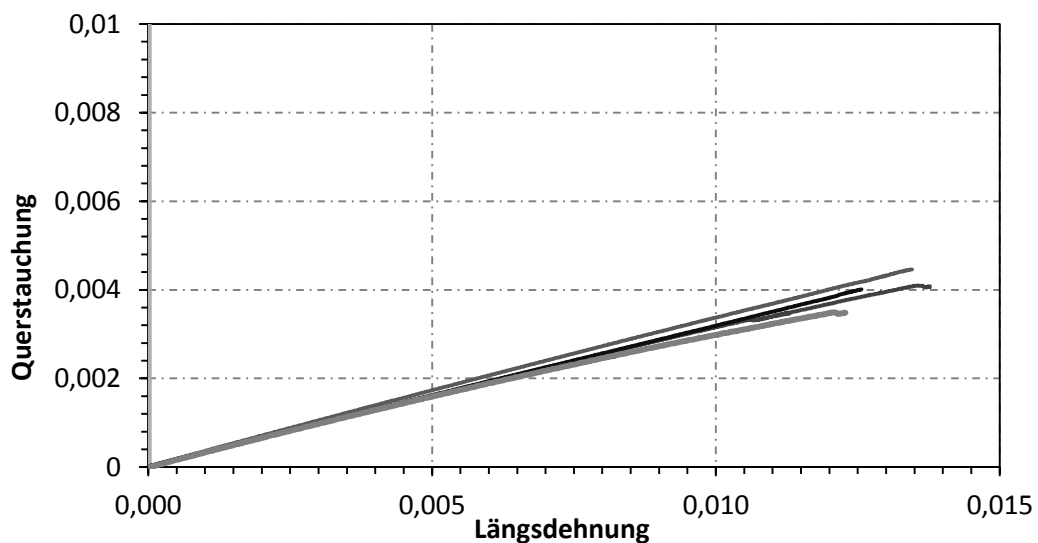


Bild 3.8: Querstauchung-Längsdehnungs-Verlauf unter Zugbelastung des MAT C.

3.2.2 Interlaminar verstärkte Lamine (getuftet)

Halbzeuge, die beispielsweise durch Nähen, Tuften oder z-Pinning in Dickenrichtung verstärkt sind, zeichnen sich im Allgemeinen durch eine deutliche Zunahme der interlaminaren Eigenschaften wie z.B. Delaminationsenergiefreisetzungsrates oder „Compression after Impact“ (CAI) aus [Tro03] [Laf07] [Zha08]. Aufgrund der Interaktion mit einzelnen Faserlagen können z-Verstärkungen zudem auch die intralaminaren Kennwerte beeinflussen. Maßgebliche Faktoren sind hierbei [Zha08]:

- Ondulationen der Fasern aufgrund Durchdringung,
- Welligkeiten der Fläche durch Nähfädenschlingen,
- starke Schwankungen des lokalen FVG im Bereich der z-Verstärkung und
- prozessbedingte Schädigung und Bruch einzelner Filamente durch die Nähnadel.

Nach Mouritz [Mou97] ist der Anteil der Faserbrüche infolge der Penetration der Nähnadeln vernachlässigbar. Im Gegensatz dazu kann die Faserauslenkung aufgrund der Interaktion mit dem Verstärkungsfaden einen entscheidenden Einfluss auf die intralaminaren Kennwerte haben.

Abhängig von der Belastungsart, dem Stichmuster und den verwendeten Halbzeugen kann eine zusätzliche Verstärkung in Dickenrichtung eine Reduktion oder eine Zunahme dieser Kennwerte bewirken. In Bild 3.9 ist eine Zusammenfassung von Versuchsreihen zur relativen Veränderung der Festigkeit in Zug- und Druckrichtung infolge einer z-Verstärkung dargestellt. Tendenziell bewirkt eine Verstärkung in Dickenrichtung aufgrund der angesprochenen Faserauslenkungen sowie der Schwankung des FVG eine Abnahme der Festigkeit, wobei auch in einzelnen Untersuchungen [Mou97] [Kan94] [Far92] eine Steigerung dieses Kennwerts nachgewiesen werden konnte. Eine mögliche Erklärung für den positiven Einfluss auf die Festigkeit findet sich in Zhao [Zha08]:

„[...] bei mechanischem Versagen [kommt es] zuerst zu einem Bruch der Matrix [...]. Es folgen dann Delamination und Faserbruch. Bei genähten Verbundwerkstoffen wird die Ausbreitung der Delamination durch Stiche verhindert. Dies führt zu einer Erhöhung der Zugfestigkeit.“

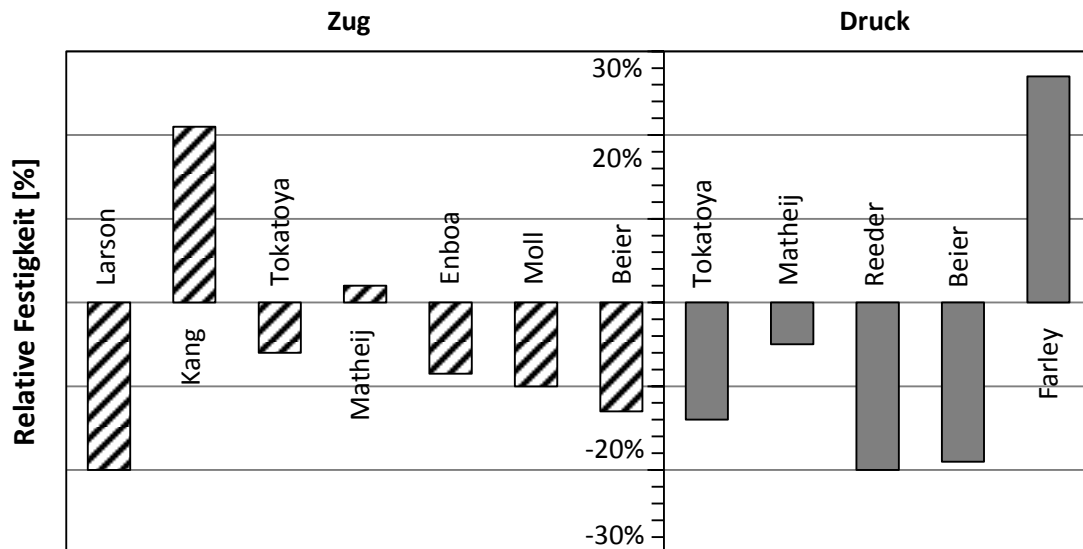


Bild 3.9: Zusammenfassung von Untersuchungen zum Einfluss der z -Verstärkung auf die relative Veränderung der Zug- und Druckfestigkeiten verschiedener Materialien [Zha08].

Um den Einfluss einer Verstärkung (Tufting) auf die Zug- und Druckfestigkeit des verwendeten Materials zu untersuchen, werden entsprechende Materialcharakterisierungen mit einem Stichmuster von 3×3 mm an MAT C durchgeführt. Die Nähte sind senkrecht zur Faserrichtung angeordnet. Als Verstärkungsmaterial wird ein Aramidgarn verwendet. Die Versuche verlaufen analog den nicht getufteten Probekörpern. In Bild 3.10 ist der resultierende Spannungs-Dehnungs-Verlauf zu erkennen, der zur besseren Vergleichbarkeit jeweils eine repräsentative Kurve (gepunktet) der nicht verstärkten Proben enthält.

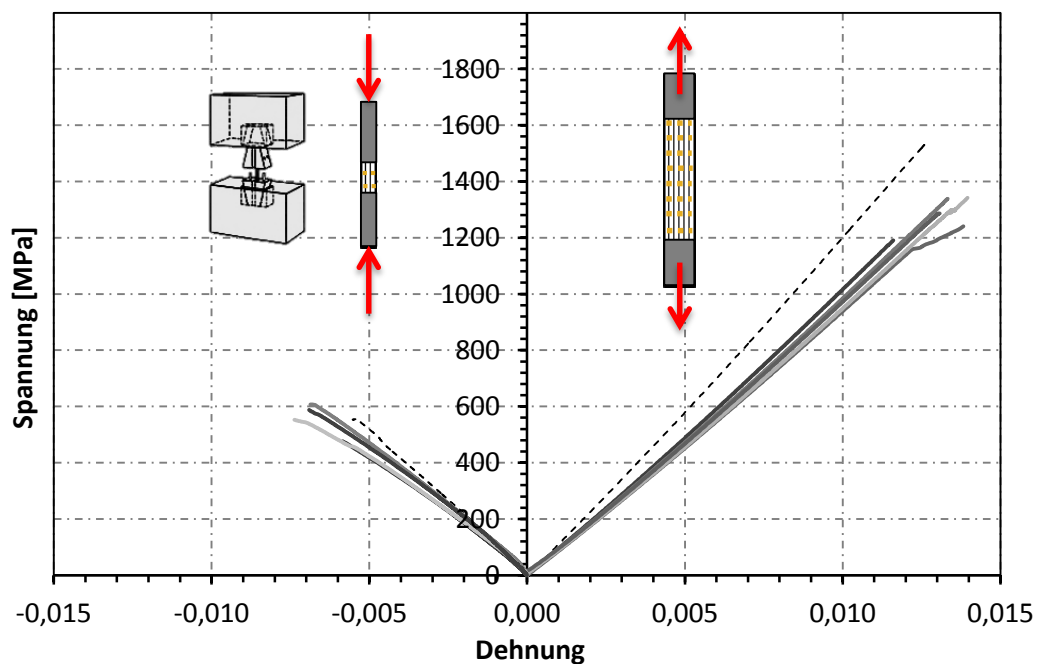


Bild 3.10: Spannungs-Dehnungs-Verlauf unter Zug- und Druckbelastung des MAT C mit AF-Tufting 3×3 mm. Die gepunktete Linie dient als Referenz der Basislaminare. (Bild: [DIN00])

Im Vergleich zu den Referenzproben (ungetuftet) ergibt sich für die Zugproben sowohl eine reduzierte Steifigkeit (90 GPa) als auch eine geringere Festigkeit (1280 MPa). Diese Reduktion ist zum einen auf den Einfluss der Dickenverstärkung als auch auf den prozessbedingten veränderten FVG zurückzuführen. Für die Druckbelastung wird bei den verstärkten Probekörpern eine um ca. 6,5% höhere Festigkeit (557 MPa) gegenüber der Referenzvariante (521 MPa) gemessen, wobei diese Steigerung sich im Rahmen der Versuchsstreuungen befindet. Die Drucksteifigkeit ist mit rund 90 GPa vergleichbar den Zugkennwerten.

Das Versagensbild der Prüfkörper zeigt ein ähnliches Verhalten, wobei die getufteten Probekörper weniger Delaminationen aufweisen (Bild 3.11).

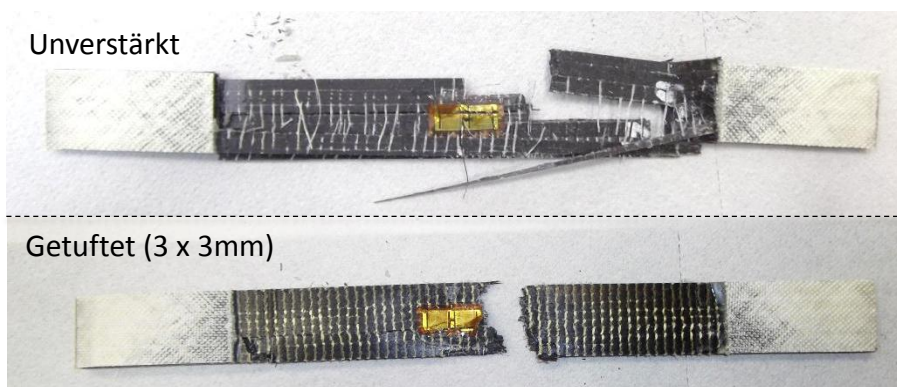


Bild 3.11: Geprieffte Probekörper der Referenz- (oben) und getufteten (unten) Versuchsreihe mit MAT C.

In Tabelle 3.5 sind die im Rahmen der Arbeit ermittelten Kennwerte inklusive der jeweiligen Standardabweichung für die untersuchten Materialien zusammengefasst.

Tabelle 3.5: Zusammenfassung der mechanischen Kennwerte (mit Standardabweichung) der Basislaminat und getufteten Probekörper (MAT C und MAT D).

	E-Modul [GPa] Zug	Festigkeit [MPa] Zug	E-Modul [GPa] Druck	Festigkeit [MPa] Druck	G-Modul [GPa]	Querkon- traktionszahl
MAT D	61,8 (2,5)	785,1 (44,1)	54,5 (1,5)	381,0 (34,6)	3,8 (0,15)	0,052
MAT C	110,9 (3,7)	1537,6 (48,6)	107,0 (3,2)	520,5 (46,6)		0,314
MAT C (Tufting Aramid 3x3mm)	89,7 (2,5)	1280,0 (64,7)	90,9 (5,3)	557,1 (49,1)		0,332

3.3 Experimentelle Untersuchungen zum Energieabsorptionsverhalten mit ebenen Prüfkörpern

Für vergleichende Analysen zum Energieabsorptionsverhalten und zur Charakterisierung verschiedener Konfigurationen werden im Folgenden experimentelle Untersuchungen zum Energieabsorptionsverhalten an Flachproben durchgeführt. Diese Probekörpergeometrie ist gegenüber ausgesteiften Bauteilen deutlich effizienter herstellbar und kann halbzeug- und prozessunabhängig dargestellt werden. Zudem erfordert eine Wandstärkenänderung des Probekörpers keine fertigungstechnische Anpassung der Form, da die Geometrie der resultierenden Mittelebene von diesem Parameter unabhängig ist.

3.3.1 Versuchsaufbau und Vorrichtung

Eine besondere Herausforderung bei der Charakterisierung des Energieabsorptionsverhaltens mit ebenen Probekörpern ergibt sich durch die geringe Stabilität dieser Geometrie. Um ein progressives Versagen zu initiieren, ist es notwendig, Instabilitäten unterhalb des Kraftniveaus zur Initiierung des Energieabsorptionsverhaltens auszuschließen. Für den Fall eines einfach gelagerten ebenen Plattenstreifens lässt sich die kritische Beullast (P_x), d.h. die Kraft, bei der Instabilitäten auftreten, nach der Eulergleichung wie folgt berechnen [Cal10]:

$$P_x = m^2 \cdot \pi^2 \cdot \frac{E \cdot I}{a^2} \quad (3.7)$$

Der kleinste Eigenwert und somit der erste kritische Beulmodus folgt für $m = 1$. Der Faktor a setzt sich aus der freien Bauteillänge (l_{probe}) und dem Eulerfaktor (c), der die Einspannbedingungen widerspiegelt, zusammen (Gleichung (3.8)).

$$a = c \cdot l_{probe} \quad (3.8)$$

Durch die anisotropen Verbundeigenschaften der Probekörper wird die Biegesteifigkeit $E \cdot I$ nach der klassischen Laminattheorie aus den transformierten Schichtsteifigkeitsmatrizen \bar{Q} berechnet (Gleichung (3.9)).

$$E \cdot I = \frac{1}{3} \cdot \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{11})_k \cdot (z_k^3 - z_{k-1}^3) \quad (3.9)$$

Der Wert z_k bezeichnet hierbei den jeweiligen Abstand der Einzelschichten von der Neutralachse. Die entsprechenden Einzelschichtsteifigkeitsmatrizen $[Q]$ lassen sich über die Transformationsbeziehung (Gleichungen (3.10)- (3.12)) in ein globales Koordinatensystem überführen [Sch07].

$$[\bar{Q}] = [T_\sigma]^{-1} \cdot [Q] \cdot [T_\epsilon] \quad (3.10)$$

$$[T_\sigma] = \begin{bmatrix} m^2 & n^2 & 2mn \\ n^2 & m^2 & -2mn \\ -mn & mn & m^2 - n^2 \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

$$[T_\epsilon] = \begin{bmatrix} m^2 & n^2 & mn \\ n^2 & m^2 & -mn \\ -2mn & 2mn & m^2 - n^2 \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Mit $m = \cos(\alpha)$ und $n = \sin(\alpha)$ ergibt sich der Parameter \bar{Q}_{11} nach Gleichung (3.13). Der Winkel α ist dabei der Transformationswinkel bezogen auf die globale Referenzachse.

$$\begin{aligned} \bar{Q}_{11} = & \frac{E_1}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} \cdot \cos^4(\alpha) + \frac{E_2}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} \cdot \sin^4(\alpha) + \frac{1}{2} \\ & \cdot \left(\frac{\nu_{12} \cdot E_2}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} + 2 \cdot G_{12} \right) \cdot \sin^2(2\alpha) \end{aligned} \quad (3.13)$$

In Bild 3.12 ist die resultierende kritische Beulspannung (σ_{beul}) für ein beispielhaftes Laminate (Aufbau $[\pm 45^\circ, 0^\circ]_s$) über die freie Länge aufgetragen (Gleichung (3.14)). Der Probekörper ist an einem Ende fest eingespannt und wird auf der gegenüberliegenden Seite mit einem Stempel quasi-statisch belastet. Zusätzlich sind neben der analytischen Kurve entsprechende Versuchskennwerte eingetragen.

$$\sigma_{beul} = \frac{P_x}{A_{Probe}} = \frac{P_x}{b_{Probe} \cdot t_{Probe}} \quad (3.14)$$

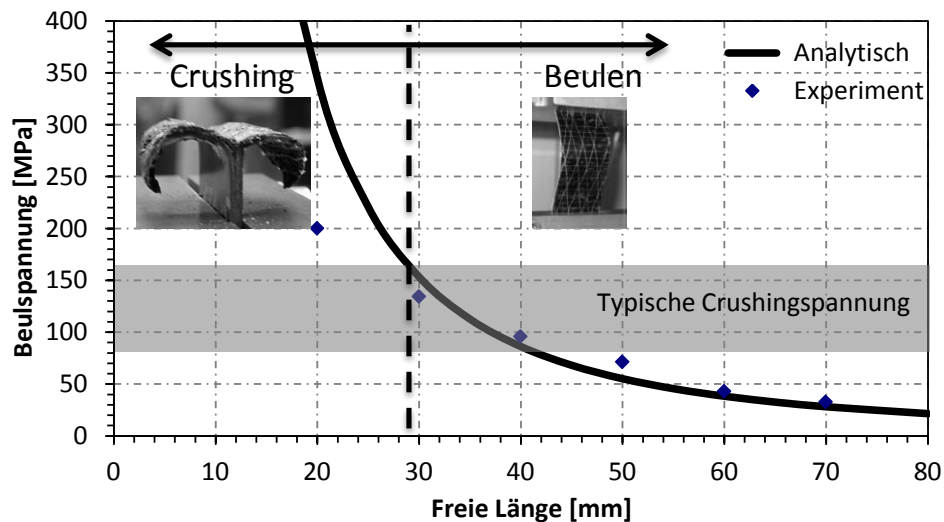


Bild 3.12: Analytische (Linie) und experimentelle (Punkt) Beulspannungen über die freie Länge für einen ebenen einseitig fest eingespannten Probekörper mit Laminat $[\pm 45^\circ, 0^\circ]_s$ [Fei11c].

Deutlich zu erkennen ist die starke nichtlineare Abhängigkeit der Beulspannung von der freien Länge. Der graue Bereich stellt typische Crushingspannungen dar, wie sie aus der Literatur und den in dieser Arbeit ermittelten Versuchsdaten vorliegen. Der Schnittpunkt der analytischen Beul- mit den typischen Crushingspannungen ergibt die materialspezifische kritische Länge, bei der eine Änderung der Versagenscharakteristik vom progressiven in ein instabiles Verhalten vorliegt (vgl. Bild 3.12 gestrichelte Linie). Für eine Charakterisierung des Energieabsorptionsverhaltens ist die Probenlänge aufgrund der auftretenden Instabilitäten ohne weitere Maßnahmen somit stark limitiert (hier: < 30 mm). Wird eine dünnere Probe oder ein Lagenaufbau mit geringeren Biegesteifigkeiten gewählt, reduziert sich die kritische Beullast entsprechend Gleichung (3.7) und somit die verfügbare Prüflänge deutlich. Für eine Analyse des progressiven Versagensverhaltens sind jedoch größere Prüflängen erforderlich, um einen repräsentativen Bereich auswerten zu können.

Zur experimentellen Untersuchung von Versuchskörperkonfigurationen mit beliebigen Wandstärken und Lagenaufbauten ist daher eine Prüfvorrichtung notwendig, die den Probekörper während der Kennwertermittlung stabilisiert. Eine Erhöhung der kritischen Beullast ohne Veränderung der werkstofflichen oder geometrischen Parameter einer Flachprobe ist durch folgende zwei Ansätze möglich:

- Reduktion der freien Prüflänge oder
- Änderung der Randbedingungen.

Eine Reduktion der Prüflänge kann unter anderem durch Stützstellen nahe der Bruchfront realisiert werden [Hog06] [Tak07] [Fer09a] [Fei11c]. Hierbei kann jedoch ein Einfluss der Versuchsvorrichtung (durch Reibung oder Verblockung) auf die gemessenen Kennwerte vorliegen. Um dieses zu umgehen, kann auf zusätzliche Stützstellen verzichtet werden, wenn

die freien Enden der Probe eingespannt werden. Durch Einführung neuer Randbedingungen, wie einer seitlichen Abstützung, wird direkt Einfluss auf die kritische Beullast und die entsprechende -form genommen. Werden drei Seiten fest und eine Seite frei gelagert, ergibt sich die kritische Beulspannung wie folgt [Dre07]:

$$\sigma_{beul} = \frac{\pi^2}{t \cdot b^2} \cdot \left[D_{11} \cdot \left(\frac{b}{l} \right)^2 \cdot m^2 + \frac{5,33}{m^2} \cdot D_{22} \cdot \left(\frac{l}{b} \right)^2 + 2,67 \cdot (D_{12} + 2 \cdot D_{66}) \right] \quad (3.15)$$

In Abhängigkeit von den Probekörperabmaßen stellen sich unterschiedliche Beulformen ein, die über die Wellenzahl m definiert sind. Für die Berechnung der ersten kritischen Beulspannung wird die Wellenzahl verwendet, für die die Gleichung (3.15) ein Minimum ergibt. Während die Länge l , die Wandstärke t und die Breite b aus den Probekörperabmaßen definiert sind, werden die Einträge der Biegesteifigkeitsmatrix $[D]$ über die CLT hergeleitet. Die kritische Beulspannung eines dreiseitig fest eingespannten Probekörpers (MAT A) lässt sich somit in Abhängigkeit von der Länge und der Probenbreite grafisch veranschaulichen (Bild 3.13).

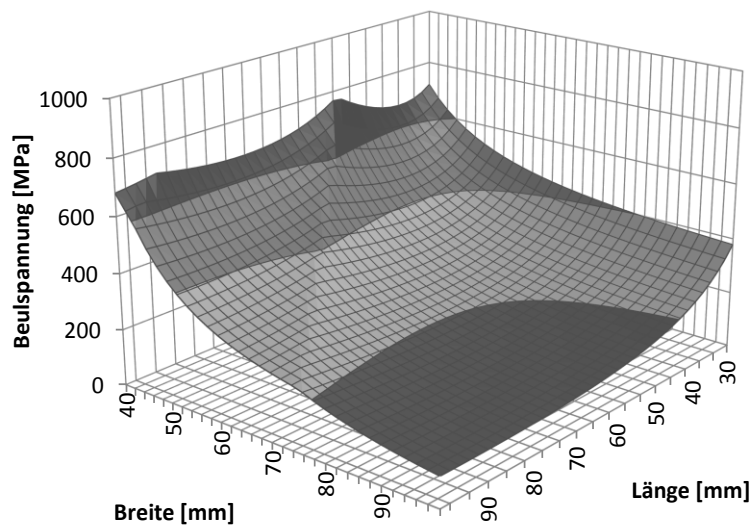


Bild 3.13: Kritische Beulspannung eines Probekörpers aus MAT A mit drei fest eingespannten Seiten in Abhängigkeit der Probekörperlänge und -breite.

Basierend auf diesen Erkenntnissen wird für die Charakterisierung ein Prüfstand entwickelt, bei dem der Prüfling dreiseitig fest eingespannt ist. Der Stempel trifft auf die freistehende Seite des Probekörpers, so dass dieser partiell zwischen der Einspannung belastet wird. Die Prüfbreite wird mit 50 mm so gewählt, dass ein ausreichender Reservefaktor zu möglichen Instabilitätseffekten vorhanden ist. Neben der Prüfbreite muss die Probe zur Fixierung einen Einspannungsbereich aufweisen, der so definiert ist, dass sich eine Gesamtprobenbreite von 100 mm ergibt. In Bild 3.14 sind die Vorrichtung, der Stempel, der Probekörper sowie die Anbindungen zur Prüfmaschine dargestellt.

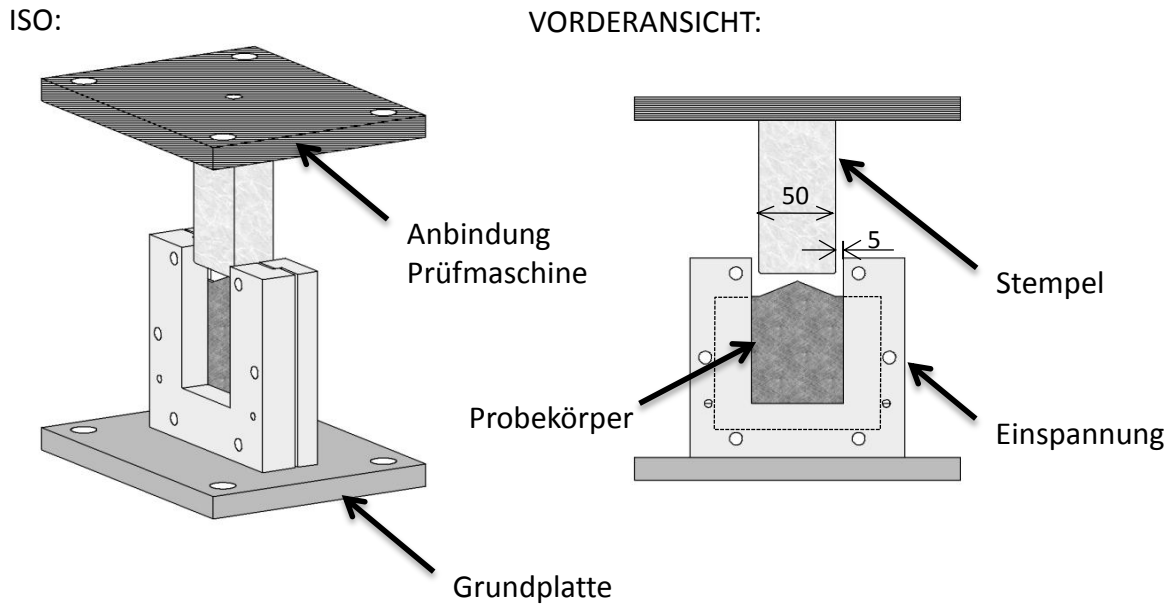


Bild 3.14: Darstellung der entwickelten Vorrichtung zur Stabilisierung ebener Prüfkörper zur experimentellen Untersuchung des Energieabsorptionsverhaltens.

Über eine Verschraubung der beiden U-förmigen Einspannungen wird der Probekörper an drei Seiten fest gelagert. Zur Initiierung des energieabsorbierenden Verhaltens und Reduktion der auftretenden Maximalkräfte wird eine Triggerung an den Probekörper angebracht. Dies wird über einen doppelseitigen Schrägbeschnitt (Dachtrigger) realisiert. Um ein Verklemmen des Stempels mit der Einspannung zu verhindern, wird konstruktiv ein Spaltmaß von 5 mm zwischen diesen Bauteilen vorgehalten.

3.3.2 Versuchsdurchführung

Die quasi-statischen Versuche werden an einer Universalprüfmaschine mit einer Prüfgeschwindigkeit von 15 mm/min durchgeführt. Zur Auswertung werden sowohl die resultierende Kraft als auch der Traversenweg aufgezeichnet. Als Referenzfläche zur Berechnung der spezifischen Kennwerte (σ_{crush} , σ_{max} , SEA) wird der effektiv geprüfte Bereich unmittelbar unterhalb des Stempels verwendet.

In der Bilderfolge (Bild 3.15) ist ein Versuchsablauf chronologisch in vier Stufen dargestellt. Abgebildet sind der weggesteuerte Stempel, der Probekörper sowie die metallische U-förmige Einspannung zur Stabilisierung.

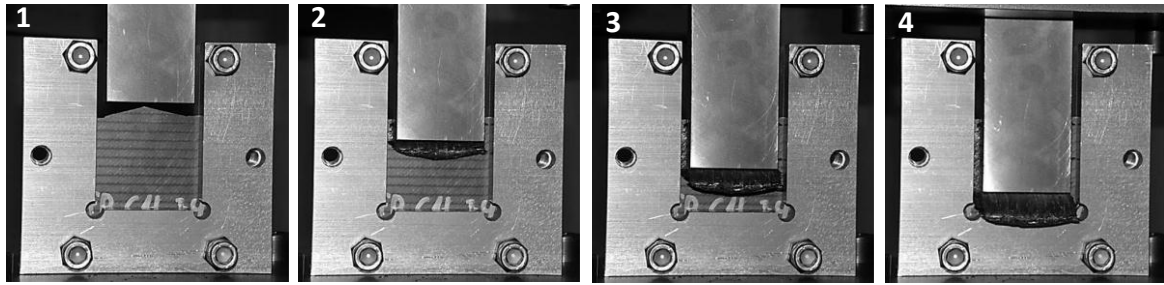


Bild 3.15: Quasi-statischer Versuchsablauf mit entwickeltem Prüfstand zur Analyse des Energieabsorptionsverhaltens an Flachproben.

Zu erkennen ist das progressive Versagensverhalten des Probekörpers unterhalb der Krafteinwirkzone. Aufgrund der Triggerung entstehen Schädigungen beim Auftreffen des Stempels, die sich schließlich zu einer progressiven Bruchfront ausbilden (vgl. Bild 2.5). Diese setzt sich im weiteren Verlauf des Versuches lokal unterhalb des Stempels durch den Probekörper fort, während die seitlichen Flanken nahe der Einspannung annähernd unbeschädigt bleiben. Bedingt durch die seitliche Einspannung wird der Probekörper an beiden Stempelaußenkanten aufgetrennt. Während die äußeren Lagen hierbei Faserbrüche aufweisen, scheren die innenliegenden unidirektionalen Schichten mit einem Zwischenfaserbruch ab. In Untersuchungen zum Energieabsorptionsverhalten beziffert Brimhall [Bri05] den Beitrag durch Querversagen des Verbundes auf unter 1% bezogen auf die Gesamtenergieabsorption (vgl. Bild 2.8). Die gemessenen Energieabsorptionskennwerte werden somit für das vorliegende Material den in der Bruchfront auftretenden Versagensmechanismen zugerechnet. Das Detailbild sowie die mikroskopische Aufnahme der Schnittdarstellung (Bild 3.16) zeigen die wesentlichen inter- und intralaminaren Versagensarten sowie den vorhandenen Bruchkeil aus Matrix- und Faserbruchstücken.

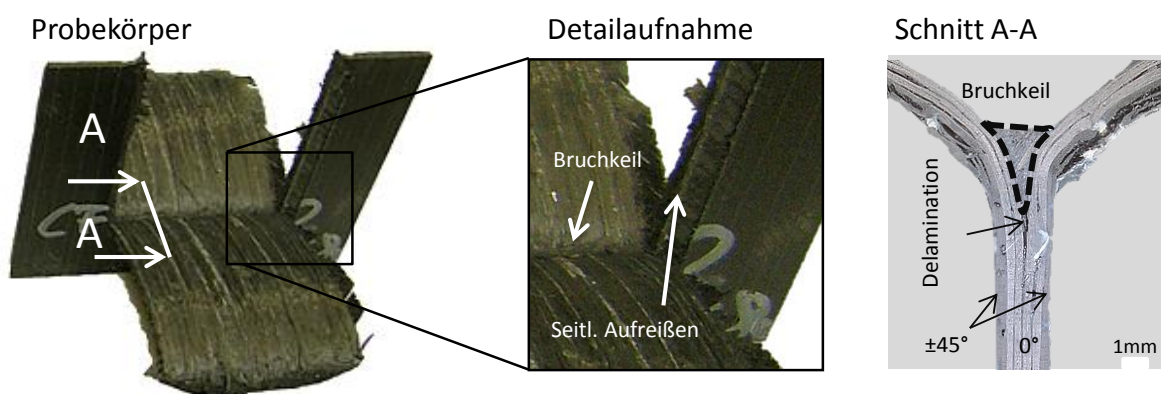


Bild 3.16: Quasi-statisch geprüfter Probekörper des MAT A inklusive Detailaufnahme (Mitte) und Schnittdarstellung der Bruchfront (rechts).

Zur Bewertung der Streuung umfasst diese Versuchsreihe vier Probekörper. Die Kraft-Weg-Kurven (EXP_Nr1 - Nr4) sind für MAT A zusammen mit den jeweiligen Zuständen (1 - 4) aus Bild 3.15 im nachfolgenden Diagramm zusammengefasst (abzüglich der Reibung zwischen Stempel und seitlicher Bruchfläche - Bild 3.17 gestrichelt).

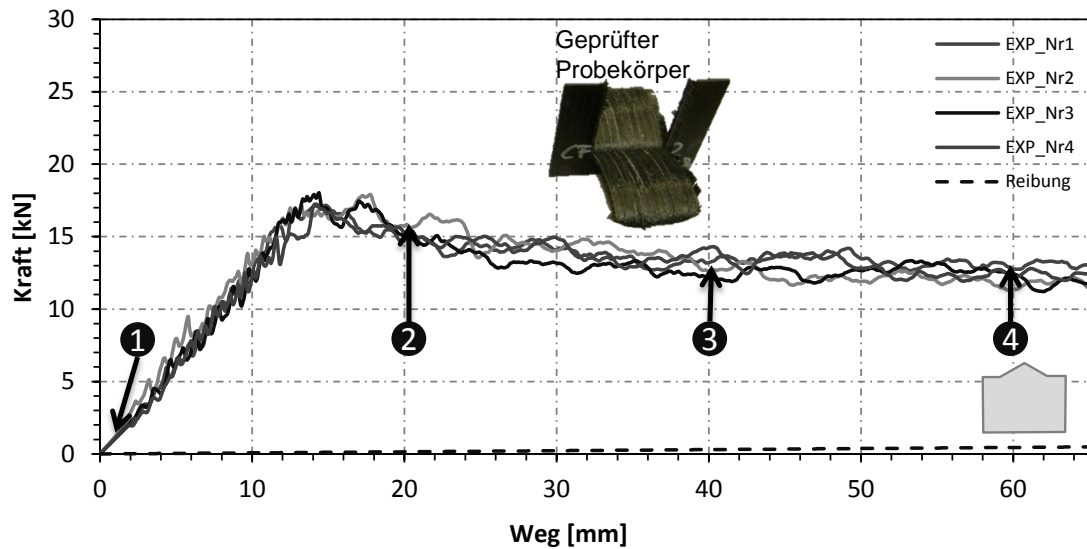


Bild 3.17: Zusammenfassung der Kraft-Weg-Verläufe der quasi-statisch geprüften ebenen Probekörper mit MAT A. Die hervorgehobenen Markierungen entsprechen den Zeitstufen aus Bild 3.15.

Alle geprüften Proben zeigen vergleichbare Versagenscharakteristiken und Kraftverläufe. Bedingt durch den Dachtrigger steigt die Kraft aufgrund der Zunahme der Kontaktfläche annähernd linear an, bevor bei ca. 14 mm die komplette Stempelfläche im Kontakt steht und somit die Maximalkraft ($\sim 17,5$ kN) erreicht wird. Im weiteren Verlauf (14 mm – 35 mm) reduziert sich der Kraftverlauf, bis schließlich ein vergleichsweise stationärer Zustand mit annähernd konstantem Kraftniveau erreicht wird. Die Schwankungen im stationären Zustand sind hierbei relativ gering. Die wesentlichen Kennwerte der einzelnen Probekörper sowie die entsprechenden Mittelwerte und Standardabweichungen sind in der folgenden Tabelle 3.6 aufgeführt. Die Berechnung des repräsentativen mittleren Kraftniveaus, der Crushingspannung und der SEA erfolgt im stationären Zustand ($s > 35$ mm).

Tabelle 3.6: Zusammenfassung der quasi-statischen Ergebnisse zum Energieabsorptionsverhalten an Flachproben mit MAT A.

	EXP_Nr1	EXP_Nr2	EXP_Nr3	EXP_Nr4	Mittelwert	Stabw
F_{\max} [kN]	17,15	17,92	18,04	17,25	17,59	0,45
F_m [kN]	13,24	12,40	12,33	12,83	12,65	0,48
σ_{crush} [MPa]	121,74	117,60	115,67	120,36	118,84	2,73
σ_{\max} [MPa]	157,73	172,80	169,16	161,77	165,49	6,83
abs. Energie E_{abs} [J]	875,77	893,05	870,25	893,18	883,55	11,82
Prüflänge l_{crush} [mm]	68,73	70,72	71,09	71,29	70,46	1,18
SEA [kJ/kg]	85,85	80,20	79,51	82,37	81,98	2,85
Peaküberhöhung	1,30	1,47	1,51	1,46	1,39	0,09

3.3.3 Korrelation der Ergebnisse zu Omega-Profilen

Um die Übertragbarkeit der ermittelten Versuchsergebnisse für MAT A zu bewerten, werden die Parameter mit denen von offenen Profilen korreliert. Die Probekörpergeometrie ist so definiert, dass lokale und globale Instabilitäten unterhalb des erwarteten Energieabsorptionslastniveaus ausgeschlossen werden. Diese Bauteile benötigen daher keine spezielle Vorrichtung oder Führungen, um ein progressives Versagen zu erzielen. Einen Kompromiss aus effizienter Fertigung, hoher Stabilität und geringem Materialeinsatz stellt eine halbrunde, offene Struktur dar. In Anlehnung an die vom Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) [Joh06] beschriebene Probengeometrie wird das in Bild 3.18 dargestellte Profil mit Omega-Querschnitt verwendet.

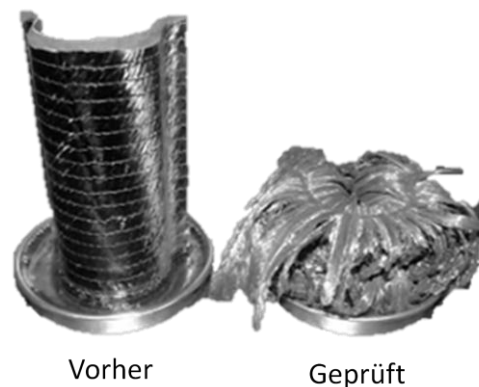


Bild 3.18: Verwendete Probekörpergeometrie zur Korrelation der Versuchsergebnisse mit Omega-Profilen. Die Probekörper sind mit MAT A hergestellt.

Zur Beurteilung der Ergebnisstreuung und der Reproduzierbarkeit werden vier Probekörper in einem Fertigungsschritt erstellt und anschließend geprüft. Die Halbzeuge und der Lagenaufbau entsprechen MAT A. Als Einspannung wird am unteren Ende der Probe eine ca. 10 mm hohe Einbettung aus verstärktem Vinylesterharz verwendet. Als Trigger wird eine umlaufende 45°-Fase angebracht, die eine Initiierung des energieabsorbierenden Versagens gewährleistet. Die Versuche werden quasi-statisch (15 mm/min) durchgeführt.

Zur direkten Vergleichbarkeit werden die Ergebnisse der Profile und Flachproben auf den wirksamen Querschnitt normiert ($\sigma_{\text{crush}}, \sigma_{\text{max}}$) und zusammen mit der SEA in einem Diagramm dargestellt (Bild 3.19).

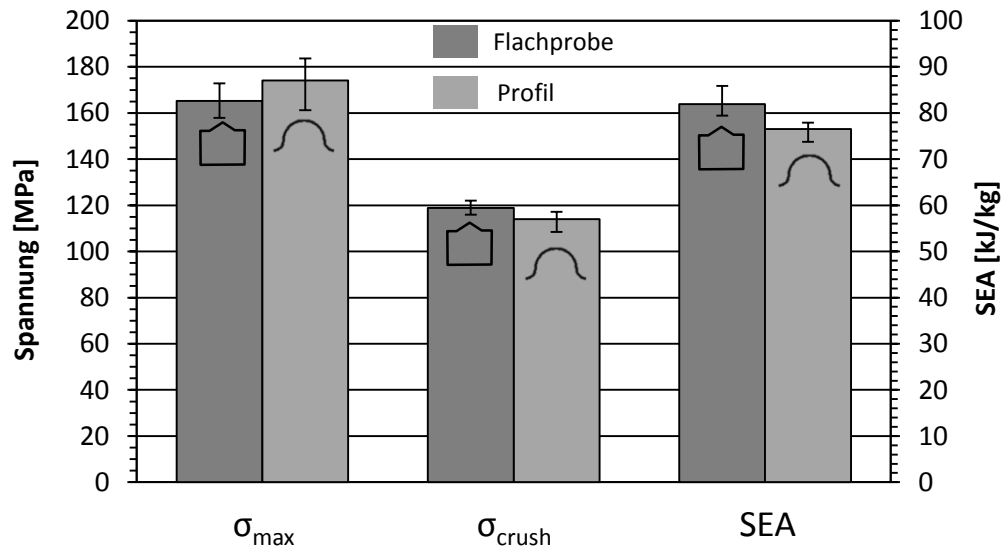


Bild 3.19: Vergleich der Energieabsorptionskennwerte, die mit Flachproben (dunkel) und mit Omega-Profilen (hell) gemessen werden.

Der direkte Vergleich der Versuchsergebnisse der Omega-Profile zeigt für das geprüfte Material (MAT A) eine gute Übereinstimmung mit den Vergleichswerten der Flachproben. Sowohl die Crushingspannung als auch die SEA weisen eine Abweichung von unter 7,5% auf. Aufgrund der unterschiedlichen Trigger ergeben sich bei den Maximalspannungen Abweichungen von durchschnittlich 6%. Die umlaufende 45°-Fase des Profils bewirkt, dass bereits nach ca. 2,5 mm Traversenweg die komplette Bauteilfläche im Kontakt steht und somit das Kraftmaximum erreicht wird. Im Vergleich dazu wird aufgrund des Dachtriggers das Maximum der Flachproben erst bei ca. 14 mm erzielt, wodurch eine Reduktion der Kraftniveaus erreicht wird (vgl. Kapitel 3.4.1).

Die vergleichenden Versuchsreihen mit beiden Prüfkörpergeometrien zeigen, dass für das untersuchte Material die mit dem Prüfstand ermittelten Kennwerte an Flachproben in guter Übereinstimmung zu den Omega-Profilen liegen. Sowohl die Versagenscharakteristik als auch die spezifischen Absorptionskennwerte zeigen hierbei eine nur geringe Abweichung. Aufgrund der effizienten Herstellung ebener Probekörper werden die folgenden Untersuchungen zur Einflussanalyse ausschließlich mit diesem Probekörper durchgeführt.

3.4 Parameterstudie

Mit dem entwickelten Prüfstands werden im Folgenden der Einfluss der Versagensinitiierung, Anteil der unidirektionalen Lagen, Faserorientierung, z-Verstärkung und Dehnrates auf das Energieabsorptionsverhalten untersucht. Als Referenzmaterial wird das in Kapitel 3.3.2 charakterisierte MAT A verwendet. Mit Ausnahme der Versuche zur Dehnratenabhängigkeit werden die folgenden Prüfungen quasi-statisch durchgeführt. Für die Berechnung der

spezifischen Kennwerte wird, analog den Auswertungen für MAT A, die effektive Querschnittsfläche unterhalb des Stempels betrachtet.

3.4.1 Einfluss der Versagensinitiierung (Triggerung)

An die Versagensinitiierung für energieabsorbierende Bauteile werden generell folgende Anforderungen gestellt:

- Robuste Initiierung des Energieabsorptionsverhaltens,
- geringe (bzw. auslegbare) Kraftüberhöhung,
- konstantes Kraftniveau und
- effiziente Herstellbarkeit.

Um den Einfluss der Versagensinitiierung auf das Energieabsorptionsverhalten und die zugehörigen Kennwerte zu untersuchen, werden Probekörper des MAT A mit verschiedenen Triggerkonfigurationen analysiert. Im Rahmen der vorliegenden Versuchsreihe werden die in Bild 3.20 dargestellten Probekörper verwendet, die einen entsprechenden geometrischen Trigger aufweisen. Neben dem bereits untersuchten 20°-Dachtrigger wird eine weitere Variante dieses Typs mit einem 35°-Schrägbeschnitt sowie zwei Fasentriggern (45°) mit einer einseitigen und einer doppelseitigen Fase untersucht. Die Wirkweise aller genannten Trigger beruht auf einer Reduktion des Querschnitts, die beim Erstkontakt mit dem Stempel in einer Spannungsüberhöhung resultiert, wodurch erste Faserbrüche und Delaminationen entstehen, die sich im weiteren Verlauf zu einer progressiven Versagensfront entwickeln (vgl. Kapitel 2.2.1).

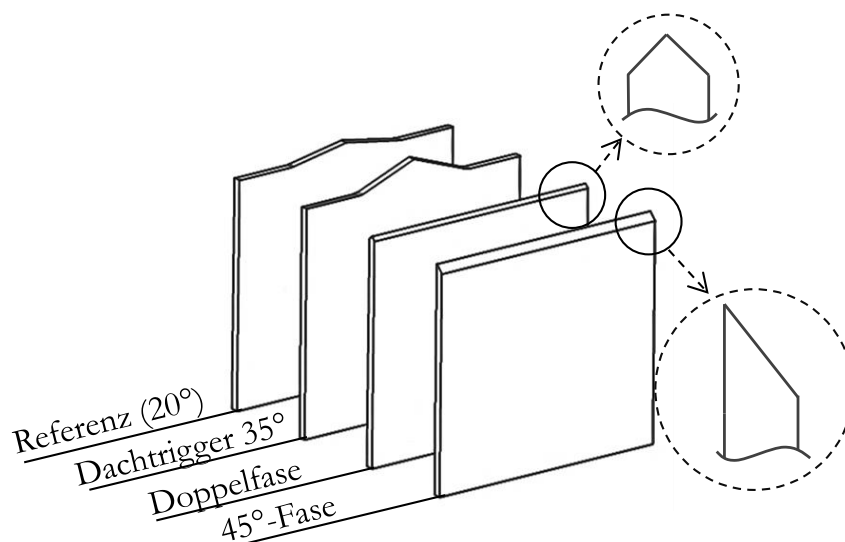


Bild 3.20: Im Rahmen der Einflussanalyse zur Versagensinitiierung betrachtete geometrische Trigger.

Alle experimentell untersuchten Trigger weisen eine robuste Initiierung des energieabsorbierenden Verhaltens mit einer übertragbaren Versagenscharakteristik auf. Im Vergleich zu den beiden betrachteten Dachtriggern erreichen die Fasentrigger (Doppelfase/45°-Fase) aufgrund ihrer Geometrie die maximale Kontaktfläche und somit das entsprechende Kraftmaximum deutlich früher (ca. 2,5 mm Traversenweg). Das resultierende Kraftmaximum zeigt hierbei eine Abhängigkeit von der verwendeten Versagensinitiierung. Während eine Doppelfase gegenüber der Referenzvariante eine Reduktion der Kraft um ca. 7% bewirkt, erhöht eine einseitige Fase diese um ca. 5% (Bild 3.21).

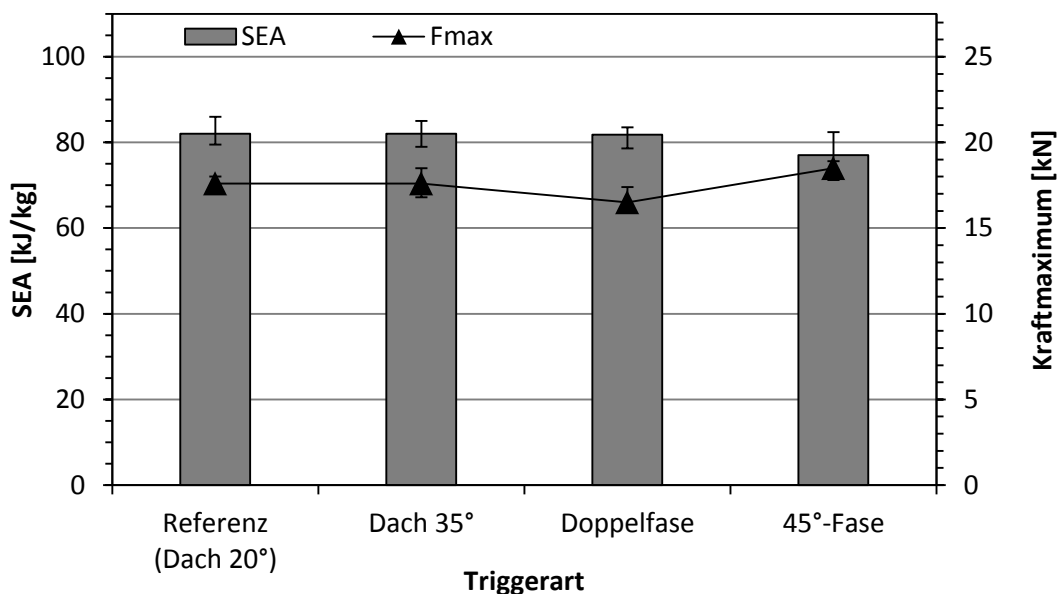


Bild 3.21: Vergleich der spezifischen Energieabsorption und Maximalkraft für verschiedene Versagensinitiierungen mit MAT A.

Aus der vorgestellten Versuchsreihe lässt sich ableiten, dass die betrachteten Trigger einen geringen Einfluss auf die resultierende Versagenscharakteristik und die entsprechenden Kennwerte aufweisen. So ist der Einfluss der Dachtrigger und der Doppelfase mit <2% auf die SEA innerhalb der Versuchsstreuung. Lediglich die 45°-Fase weist im Kraftmaximum (+5%) als auch in der SEA (-6,5%) eine vergleichsweise größere Abweichung auf.

3.4.2 Einfluss der Faserorientierung

Die mechanischen Eigenschaften, unter anderem die Steifigkeit und Festigkeit eines Verbundes, werden maßgeblich über den gewählten Lagenaufbau definiert. So sind beispielsweise bei einem rein unidirektionalen Laminat, bei dem die Fasern in Belastungsrichtung orientiert sind, diese Kennwerte maximal. Abweichende Faserorientierungen können hingegen zu einer deutlichen Reduktion führen. Um den Einfluss der Faserorientierung auf die Energieabsorption zu untersuchen, werden im Folgenden Versuche an unidirektionalen Probekörpern durchgeführt, bei denen die Faserwinkel relativ zur Belastungsrichtung

(Stempelbewegung) variiert werden. Die Probekörper werden aus dem unidirektionalen Gelege (vgl. Kapitel 3.1) gefertigt (MAT C) und entsprechend der Orientierung aus der Probeplatte entnommen. Der Winkel φ wird in 10° -Stufen bis zu 40° variiert, wobei eine zusätzliche Orientierung von 5° betrachtet wird (Bild 3.22).

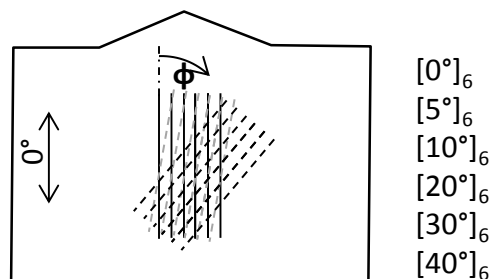


Bild 3.22: Untersuchte Laminat zur Einflussanalyse der Faserorientierung auf die SEA mit MAT C.

Die Auswertung der Versuchsreihen (Bild 3.23) zeigt, dass Probekörper mit einer Faserorientierung bis 20° ein deutlich höheres Energieabsorptionsniveau erreichen als die übrigen Probekörper. Hierbei wird ein progressives Versagensverhalten beobachtet, bei dem innerhalb der Bruchfront sowohl der Bruchkeil als auch Delaminationen und Faserschädigungen/-brüche zu erkennen sind. Die entsprechenden spezifischen Kennwerte zeigen für diese Winkel ($0^\circ - 20^\circ$) lediglich eine geringe Abnahme ($<4\%$) über diesen Bereich. Probekörper mit Orientierungen von 30° und 40° zeigen hingegen ein geändertes Versagensverhalten, bei dem sich keine deutlich erkennbare Bruchfront unterhalb des Stempels herausbildet. Die resultierenden spezifischen Kennwerte fallen zudem im direkten Vergleich gegenüber den 0° -Probekörpern deutlich geringer aus. (-51%).

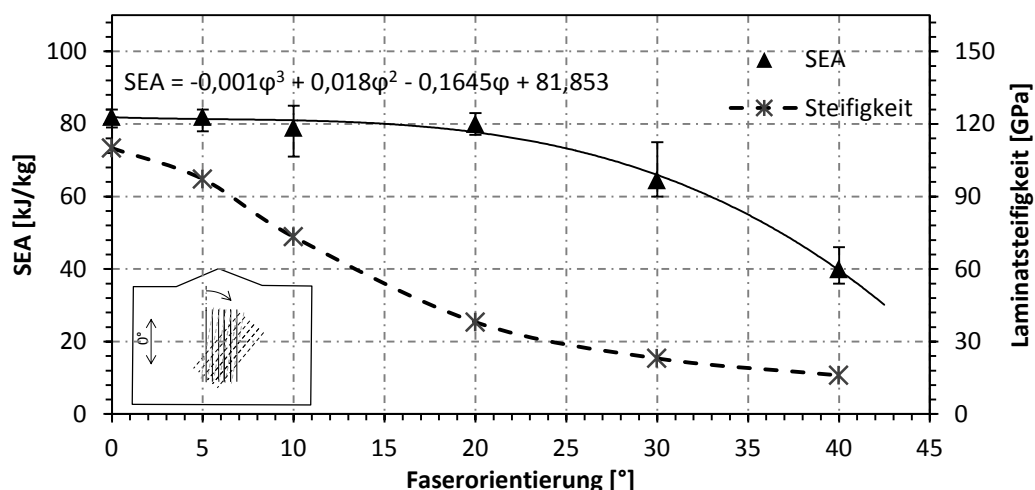


Bild 3.23: Einfluss der Faserorientierung auf die SEA eines quasi-statisch gepriiften Probekörpers mit dem Lagenaufbau $[x^\circ]_6$.

Zusammenfassend zeigt diese Versuchsreihe, dass die Faserorientierung einen signifikanten Einfluss auf die Versagensform und die resultierenden Kennwerte hat. Bei einem stabilen

progressiven Versagen weisen Probekörper ($0^\circ - 20^\circ$) deutlich höhere spezifische Kennwerte auf als bei größeren Orientierungswinkeln ($\geq 30^\circ$), die in einem ineffizienteren Modus versagen. Trotz der signifikanten Verringerung der Laminatsteifigkeit (-65%) ist die relative Änderung der SEA für Winkel unter 20° hierbei vergleichsweise gering ($< 4\%$). Nur wenn die Laminatsteifigkeit zu einem veränderten Versagensverhalten führt, ist ein signifikanter Abfall der SEA zu beobachten (vgl. Bild 3.23).

3.4.3 Einfluss der unidirektionalen Lagen im Verbund

Untersuchungen zum Einfluss der Laminatdicke mit unidirektionalen Lagen werden bislang vorrangig an rohrförmigen Probekörpern durchgeführt [Ham95] [Tho85], wobei hierbei das Verhältnis der Wandstärke zum Durchmesser variiert wird (vgl. Kapitel 2.2.3). Um den Einfluss der unidirektionalen Lagen in Mischlaminaten auf die Energieabsorption zu betrachten, werden im Folgenden Untersuchungen an ebenen Prüfkörpern durchgeführt. Aufgrund der gewählten ebenen Geometrie kann, im Gegensatz zu Versuchsreihen mit runden Probekörpern, die Mittelfläche bei veränderter Wandstärke, ohne Anpassung der Bauteilform, konstant gehalten werden. Eine Beeinflussung der Geometrie, wie sie beispielsweise durch die Durchmesseränderung der Mittelfläche bei Rohrprobekörpern (bei gleichem Kerndurchmesser) auftritt, wird somit ausgeschlossen. In der vorliegenden Studie stehen Flachproben mit entsprechenden Laminaten (MAT B) im Fokus, wobei hierbei die Anzahl der innenliegenden, unidirektionalen Lagen variiert wird. Als Referenzvariante dient MAT A, bei dem mit insgesamt vier innenliegenden unidirektionalen Lagen eine Gesamtdicke von durchschnittlich 2,2 mm erzielt wird (Nr. 2 s.u.). Die Versuche werden analog den vorangegangenen Analysen unter quasi-statischen Prüfbedingungen durchgeführt. Die untersuchten Lagenaufbauten mit den resultierenden Wandstärken und Laminatsteifigkeiten sind nachfolgend zusammengefasst:

1. $[\pm 45^\circ, 0^\circ]_s$	$t=1,45$ mm	$E_x=65$ GPa
2. $[\pm 45^\circ, 0_2^\circ]_s$	$t=2,20$ mm	$E_x=80$ GPa
3. $[\pm 45^\circ, 0_3^\circ]_s$	$t=2,95$ mm	$E_x=87$ GPa
4. $[\pm 45^\circ, 0_4^\circ]_s$	$t=3,60$ mm	$E_x=92$ GPa
5. $[\pm 45^\circ, 0_5^\circ]_s$	$t=4,35$ mm	$E_x=95$ GPa

Da sich die Laminatkennwerte aus den Eigenschaften der Einzelschichten zusammensetzen, ergibt eine Erhöhung des unidirektionalen Anteils neben einer Wanddickenzunahme auch eine Steigerung der Laminatsteifigkeit in Belastungsrichtung (Bild 3.24). Aufgrund der Proportionalitätsbeziehung der Wanddicke und des Trägheitsmomentes ($\sim t^3$) sowie der

höheren Laminatsteifigkeit nimmt der Reservefaktor gegenüber lokalen Instabilitäten mit einer Steigerung der unidirektionalen Lagen deutlich zu.

Die Auswertung der SEA und der resultierenden Laminatsteifigkeiten ist in Abhängigkeit von der Wanddicke in Bild 3.24 für die untersuchten Konfigurationen dargestellt.

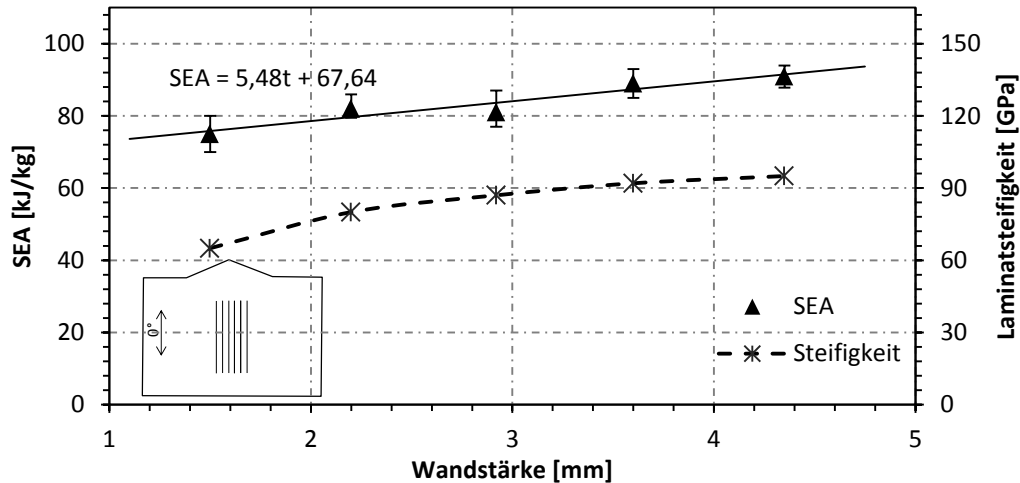


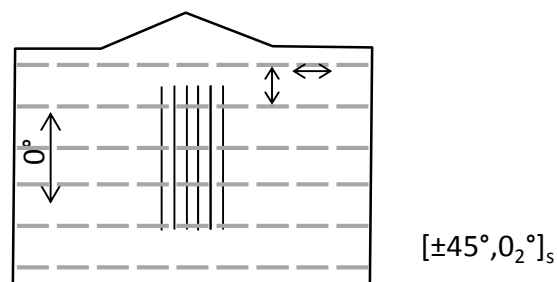
Bild 3.24: Einfluss der unidirektionalen Lagen auf die SEA eines quasi-statisch geprüften Probekörpers mit dem Lagenaufbau $[\pm 45^\circ, 0^\circ]_s$.

Für die verwendeten Lagenaufbauten und der daraus resultierenden Steifigkeit zeigen alle untersuchten Probekörper ein progressives Versagensverhalten. Lokale Instabilitäten oder ein Sprödbbruchversagen werden hierbei nicht beobachtet. Deutlich zu erkennen ist eine annähernd lineare Zunahme der SEA mit der Wandstärke innerhalb des betrachteten Bereiches. Der direkte Vergleich der maximalen Wandstärke ($t \sim 4,35$ mm) mit der minimalen ($t \sim 1,45$ mm) zeigt eine Steigerung der SEA von rund 20%.

Die vorgestellten Versuchsergebnisse an Flachproben verdeutlichen, dass die Anzahl der unidirektionalen Lagen einen wesentlichen Einfluss auf die SEA hat. Auf Basis der vorliegenden Untersuchungen lässt sich schlussfolgern, dass der Anstieg maßgeblich auf die Zunahme der Wandstärke zurückzuführen ist. Zwar steigt die Laminatsteifigkeit aufgrund des Lagenaufbaus um bis zu 46%, die Analysen zum Einfluss der Faserorientierungen zeigen jedoch, dass der Einfluss dieses Kennwertes im progressiven Versagen vergleichsweise gering ausfällt (vgl. Bild 3.23 Probekörper mit $\varphi \leq 20^\circ$). Diese wesentliche Erkenntnis korreliert mit den Ergebnisse von Hamada [Ham95] bei Rohrprobekörpern, der ebenfalls eine Zunahme der SEA mit der Wandstärke beobachten konnte. Da in der vorliegenden Untersuchung Flachproben betrachtet werden, lässt sich ableiten, dass die von Hamada gemessene Zunahme der SEA bei einer Steigerung von t/d im Wesentlichen auf die Wandstärkenänderung zurückzuführen ist.

3.4.4 Einfluss der interlaminaren Verstärkung (Tufting)

Aufgrund des geschichteten Aufbaus eines Faserverbundes dominiert vorrangig die Matrix die Eigenschaften zwischen den Einzelschichten. Einen Ansatz zur Erhöhung dieser interlaminaren Kennwerte bilden Nähverfahren, bei denen Fasern gezielt in die Dickenrichtung eingebracht werden. Aufgrund der im Vergleich zu Reinharzkennwerten deutlich höheren mechanischen Eigenschaften der eingebrachten Fasern verstärken diese den Verbund und erhöhen die entsprechenden Kennwerte (interlaminar). Im vorliegenden Kapitel sind sowohl der Einfluss als auch das Potenzial einer z-Verstärkung (Tufting) auf das Energieabsorptionsverhalten und den damit verbundenen Kennwerten im Untersuchungsfokus. Im Rahmen der vorliegenden Analysen werden sowohl das Stichmuster (3 x 3 mm / 6 x 6 mm) als auch das Verstärkungsmaterial (Glas-, Aramid- und Kohlenstoffgarn) variiert. Insgesamt ergeben sich somit sechs Versuchskonfigurationen, die zusammenfassend in Bild 3.25 dargestellt sind.



E-Glasgarn (102tex)	Aramidgarn (120tex)	Kohlenstoffgarn (67tex)
• 3 x 3 mm	• 3 x 3 mm	• 3 x 3 mm
• 6 x 6 mm	• 6 x 6 mm	• 6 x 6 mm

Bild 3.25: Untersuchte z-verstärkte (getuftete) Probekörper (MAT A) mit den entsprechenden verwendeten Tuftingmaterialien und Stichmustern.

Als Grundmaterial wird MAT A verwendet, welches vor der Infiltration in einem robotergestützten Prozess entsprechend den Vorgaben für das Stichmuster verstärkt wird (vgl. Kapitel 3.1). Die Schlaufen auf der Rückseite der Probekörper werden während der Infiltration umgelegt und bilden eine zusätzliche Schicht auf der Rückseite.

Die Probekörper zeigen über alle Konfigurationen ein progressives Versagensverhalten. Während das globale Verhalten der gemessenen Kraftverläufe eine vergleichbare Charakteristik zu den unverstärkten Probekörpern (Kraftmaximum => Übergangsbereich => stationärer Zustand) aufweist, zeigt sich bei dieser Versuchsreihe eine zusätzlich überlagerte lokale Oszillation der Kraftkurve. Diese ist in der vergrößerten Darstellung des Probekörpers Nr.3 der CF-verstärkten Versuchsreihe deutlich zu erkennen (Bild 3.26). Die Wellenlänge von drei Millimetern entspricht hierbei genau dem verwendeten Stichmuster dieser Versuchsreihe

(entsprechend ergibt sich bei einem Stichmuster von 6 x 6 mm eine Wellenlänge von sechs Millimetern – vgl. Anhang A.1). Die Oszillationen basieren auf den lokalen Verstärkungen und den daraus resultierenden Unterschieden der mechanischen Kennwerte innerhalb des Laminates. Befindet sich eine Tuftingfadenreihe innerhalb der Bruchfront, wird der Delaminationsfortschritt aufgrund der lokal höheren interlaminaren Festigkeit gehemmt, so dass die resultierende Kraftkurve ansteigt. Beim weiteren Fortschreiten der Bruchfront versagen die z-Verstärkungen infolge der Dehnungen am Bruchkeil, so dass sich die Delamination ausbreiten und das Kraftniveau absenken kann. Dieser sich wiederholende Vorgang resultiert in einer regelmäßigen Oszillation der Kraftkurve.

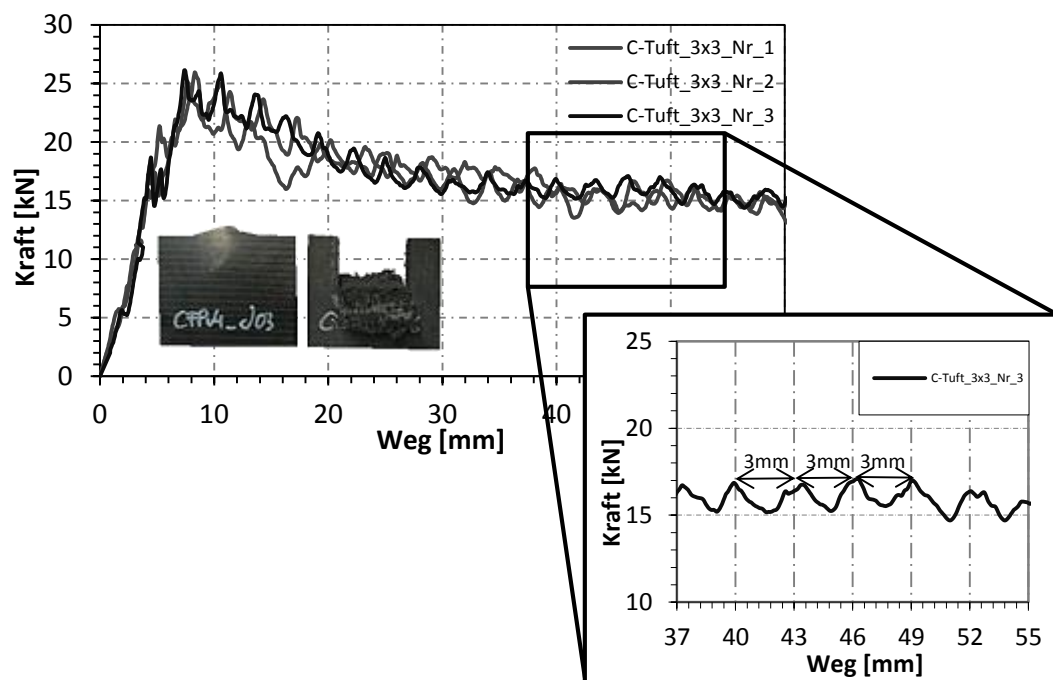


Bild 3.26: Zusammenfassung der Kraft-Weg-Verläufe der quasi-statisch geprüften Flachproben mit MAT A und z-Verstärkung (Kohlenstofffaser / Stichmuster 3 x 3 mm). Rechts: Detailbetrachtung des Kraftverlaufes von Probekörper Nr. 3 mit charakteristischer Wellenlänge der Kraftoszillation infolge des Stichmusters.

Eine Auswertung der SEA im stationären Zustand ist für alle untersuchten Konfigurationen in Bild 3.27 gegeben. Ein Vergleich der Ergebnisse zur Referenzvariante zeigt, dass eine Steigerung der spezifischen Absorptionskennwerte nur mit Aramid- und Kohlenstofffasern erreicht wird. Zwar ist auch das mittlere globale Kraftniveau der glasfaserverstärkten Probekörper oberhalb der Referenz, die gewichtsspezifischen Kennwerte liegen jedoch aufgrund der höheren Wandstärke (durch zusätzliche Schicht der Tufting-Schlaufen) und der höheren Dichte der Glasfasern unterhalb der ungetufteten Referenzwerte (-8,5% [6 x 6 mm]/ -4,8% [3 x 3 mm]). Mit Aramidfasern wird hingegen eine Steigerung der SEA von 1,4% [6 x 6 mm] bzw. 6,1% [3 x 3 mm] beobachtet. Die höchsten Kennwerte ergeben sich mit einem kohlenstofffaserverstärkten Laminat, bei dem eine Steigerung von 6,9% [6 x 6 mm] und 8% [3 x 3 mm] erzielt wird.

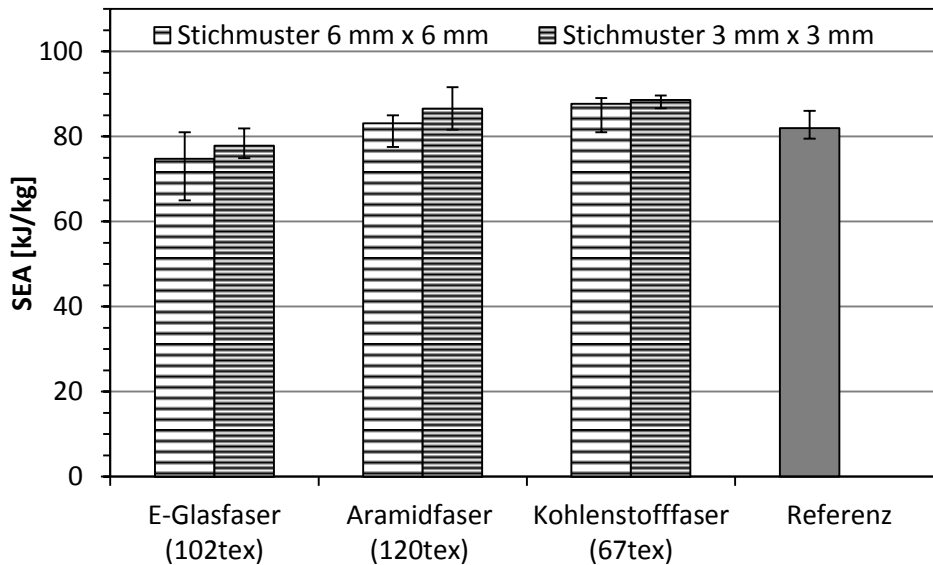


Bild 3.27: Vergleich der spezifischen Energieabsorption des z -verstärkten MAT A mit verschiedenen Tuftingmaterialien und Stichmustern. Zum Vergleich ist die SEA des nicht getufteten Referenzmaterials (rechts) angegeben.

Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe zeigen, dass in Abhängigkeit von den verwendeten Fasern eine z -Verstärkung eine Erhöhung der SEA bewirken kann. C-Fasern, die die höchsten spezifischen Steifigkeiten und Festigkeiten in Faserlängsrichtung besitzen, weisen hierbei das größte Potenzial auf. Der verstärkende Einfluss ist zudem über die stichweitenabhängige Kraftoszillation direkt im Kraft-Weg-Diagramm ersichtlich. Neben dem Einfluss der Fasereigenschaften zeigt sich, dass eine Reduzierung der Stichweite (und somit eine Erhöhung der interlaminaren Eigenschaften) zu einer weiteren Steigerung der SEA führt (durchschnittlich um 3%). Hierbei ist der Einfluss auf die AF- und GF-verstärkten Bauteile mit über 4% geringfügig höher ausgeprägt.

Um die wesentlichen mechanischen Vorgänge innerhalb der Bruchfront näher zu analysieren und die Anteile an der Gesamtsteigerung der SEA zu isolieren, werden in Kapitel 4.4 numerische Analysen zum Einfluss der z -Verstärkung durchgeführt.

3.4.5 Einfluss der Dehnrage

Da Energieabsorptionselemente vorrangig in hochdynamischen Crashlastfällen zum Einsatz kommen, ist das entsprechende Verhalten von großer Bedeutung. Zur Analyse des Versagensverhaltens und der spezifischen Kennwerte unter dynamischer Beanspruchung werden Fallturmversuche mit zwei unterschiedlichen Auftreffgeschwindigkeiten durchgeführt und mit entsprechenden quasi-statischen Versuchen des MAT A korreliert.

Die dynamischen Versuche werden in einem Fallwerk mit lineargeführter Masse durchgeführt. Während der Stempel an diesem verschraubt ist, wird der Probekörper inklusive der Einspannung auf einer untenliegenden Kraftmessdose befestigt (Bild 3.28). Die Fallhöhe wird so gewählt, dass sich die Geschwindigkeiten beim Auftreffen des Stempels mit dem Probekörper zu 3,5 m/s und 4,5 m/s ergeben. Die eingetragene Energie wird über die Fallmasse entsprechend eingestellt, dass die Intrusionen eine Auswertung des stationären Zustandes ermöglichen ($s > 30$ mm). Es werden sowohl der Weg als auch das resultierende Kraftniveau aufgezeichnet.

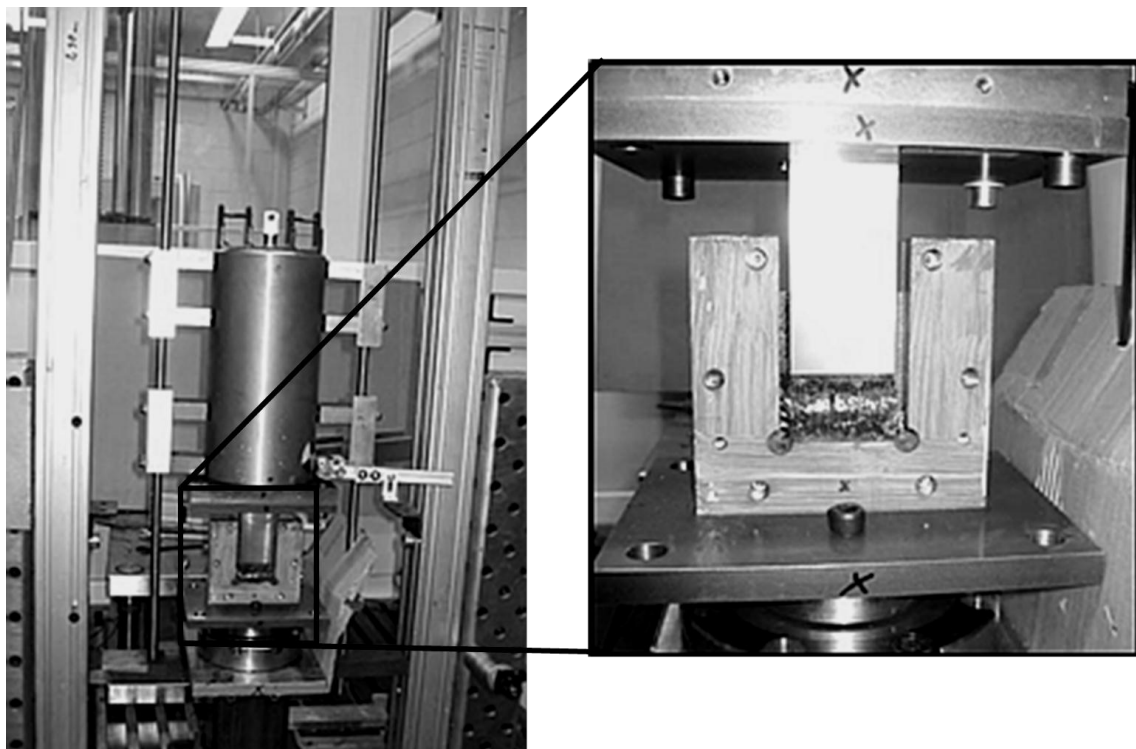


Bild 3.28: Fallwerk zur Untersuchung der dynamischen Eigenschaften des Energieabsorptionsverhaltens an Flachproben. Rechts: Detaildarstellung des gepriiften Probekörpers in der Einspannung.

Alle Probekörper zeigen ein progressives Versagensverhalten, bei dem sich die Bruchfront unterhalb des Stempels fortsetzt. Aufgrund der absorbierten Energie wird der Probekörper innerhalb der Prüfkörperlänge vollständig abgebremst. Die Auswertung erfolgt analog den quasi-statischen Versuchen. In Bild 3.29 sind die SEA sowie die Maximalkräfte dargestellt. Zu erkennen ist, dass für das betrachtete Material eine Erhöhung der Auftreffgeschwindigkeit zu einer Zunahme der entsprechenden Kennwerte führt. Im Vergleich zu den quasi-statischen Kennwerten ergibt sich eine um durchschnittlich 6,7% (3,5 m/s) bzw. 9,7% (4,5 m/s) höhere SEA. Das Kraftmaximum wird aus den ungefilterten Kurven entnommen und erhöht sich aufgrund der Belastungsgeschwindigkeit um 4,5% bzw. 4,9%.

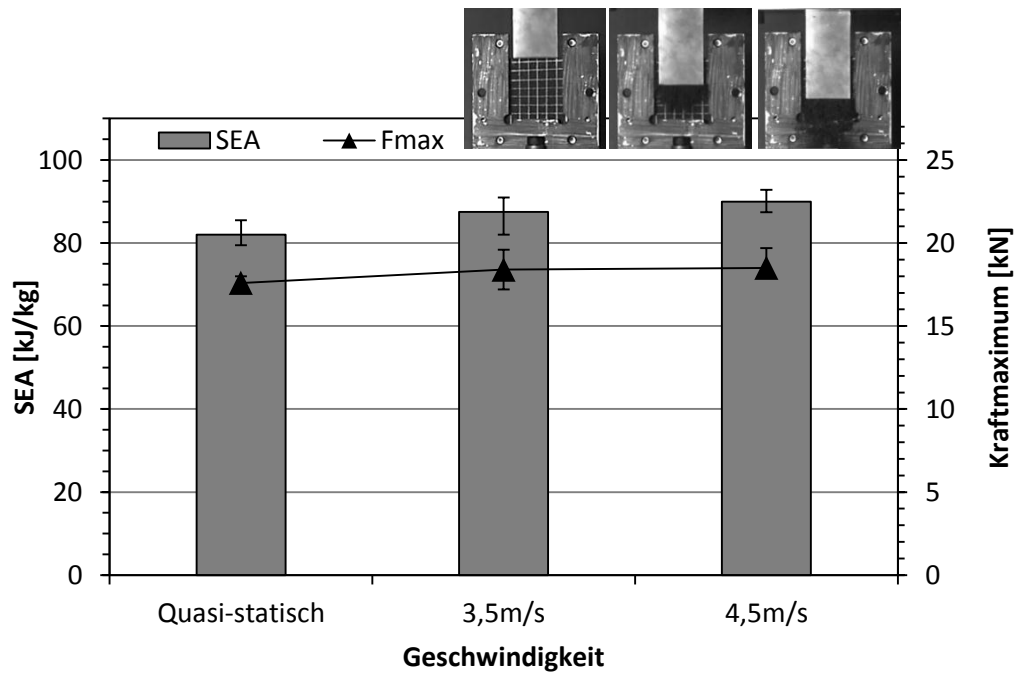


Bild 3.29: Vergleich der spezifischen Energieabsorption und Maximalkraft für verschiedene Auftreffgeschwindigkeiten mit MAT A.

Aus dem Stand der Technik (vgl. Kapitel 2.2.3) geht hervor, dass eine dynamische Belastung in Abhängigkeit von der untersuchten Konfiguration eine Zunahme, Reduktion oder annähernd keinen Einfluss auf die SEA haben kann. Die vorgestellten Versuchsreihen mit ebenen Probekörpern zeigen, dass für das charakterisierte Material eine Zunahme der Auftreffgeschwindigkeit zu einer Erhöhung der Energieabsorption führt (+9,7%). Maßgeblich für die Veränderungen der SEA sind dynamische Effekte innerhalb der Bruchfront. Obwohl das Versagensverhalten analog den quasi-statisch geprüften Probekörpern ausfällt, ist die SEA aufgrund von dehnratenabhängigen Parametern, u.a. der Reibung, der Festigkeit, der Rissfortschrittsenergie sowie der Bruchdehnung der Halbzeuge von der Aufprallgeschwindigkeit beeinflusst [Fon90] [Bri05].

4 Bewerten und Vordimensionieren von energieabsorbierenden FVK-Strukturen

Wie in Kapitel 2 dargestellt, ist neben dem verwendeten Material und Lagenaufbau die Wahl der Geometrie bei einer energieabsorbierenden FVK-Struktur von entscheidender Bedeutung. Wird beispielsweise ein Bauteil mit einer geringen Stabilität gewählt, kann es aufgrund von Instabilitäten zu einem geänderten Versagensmodus mit einem Sprödbbruch kommen. Die daraus resultierenden Energieabsorptionskennwerte liegen deutlich unter denen, die mit einem stabilen Versagensverhalten erzielt werden können [Han89].

Dagegen ist der Geometrieinfluss bei Bauteilen, die aufgrund ihrer Eigenschaften keine Instabilitäten und somit einen progressiven Versagensmodus aufweisen, verhältnismäßig gering (vgl. Bild 2.11). Eine Kombination aus diesen beiden Gruppen bilden Bauteile, die aufgrund ihrer Geometrie zu lokalen Instabilitäten neigen, die aber nicht zwangsläufig zu einem ineffizienten Sprödbbruch führen [Fei08] [Fuh10]. Hierbei entsteht eine Überlagerung aus einem progressiven Versagen und lokalen Bruchphänomenen, die zwar ein annähernd konstantes Kraftniveau aufweisen können, das jedoch teilweise deutlich unterhalb eines ideal ausgesteiften Bauteils liegt (Bild 4.1).

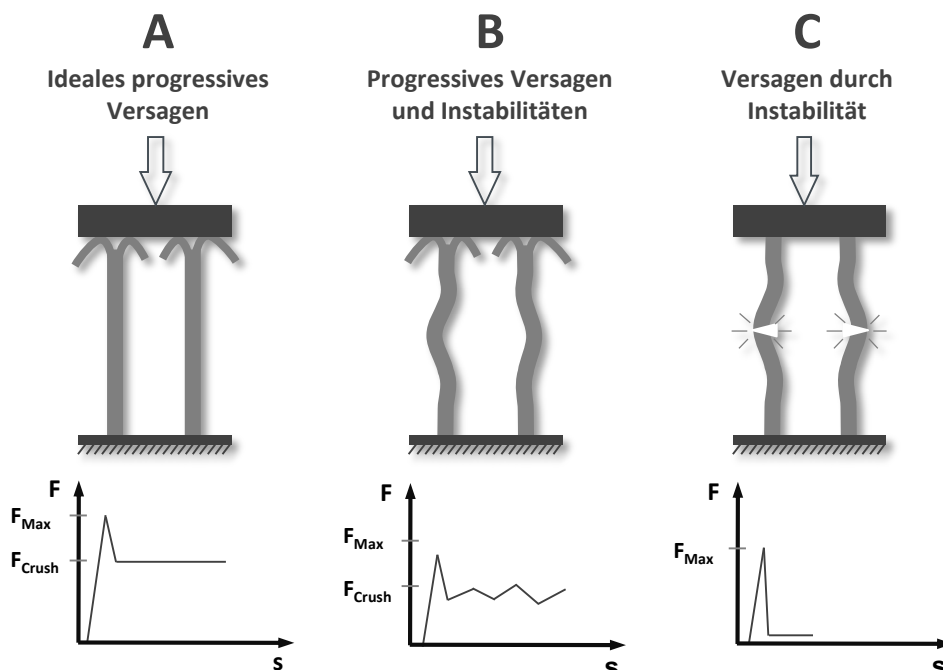


Bild 4.1: Einteilung des Versagensverhaltens mit a) keinen, b) lokalen und c) globalen Instabilitäten sowie die zugehörigen charakteristischen Kraft-Weg-Verläufe [Fei11e].

Bei der ungestörten Energieabsorption (Fall A) wird über den gesamten Querschnitt ein stabiles progressives Versagensverhalten erzeugt, wodurch die Energieabsorptionsfähigkeit maximal wird. Im Vergleich zu Fall B und C liegt hierbei die Leichtbaueffizienz deutlich höher. In Fall B entstehen aufgrund von lokalen Instabilitäten größere Bruchstücke nahe der Bruchfront, so dass nicht der gesamte Querschnitt, sondern nur Teilbereiche aktiv zur Energieabsorption beitragen. Die daraus resultierenden spezifischen Kennwerte liegen somit unterhalb des idealen Falls A. Im Fall C führen die Belastungen zu einem Bruch innerhalb des Bauteils, wodurch annähernd keine Energie aufgenommen wird. Dieses kann durch globale Instabilitäten (z.B. Euler-Knicken) oder durch Überschreiten der lokalen Festigkeitsgrenzen auftreten. Die spezifischen Energieabsorptionskennwerte der dargestellten charakteristischen Fälle werden wie folgt gegliedert:

$$SEA_{FallA} > SEA_{FallB} > SEA_{FallC} \quad (4.1)$$

Um potenzielle Bauteile bzgl. ihrer spezifischen Energieabsorption zu untersuchen, werden im Folgenden zwei Methoden aufgezeigt, mit denen beliebige Querschnitte und Materialkombinationen bezüglich ihres quasi-statischen Versagensverhaltens entsprechend Bild 4.1 kategorisiert werden können. Die erste Methode, das Konzept des wirksamen Querschnitts (Kapitel 4.1), basiert auf analytischen Formeln und nichtlinearen impliziten Simulationen mit dem NASTRAN-Solver, um Bauteile hinsichtlich ihrer Stabilität unter Berücksichtigung der Energieabsorptionseignung zu bewerten. Entstehen aufgrund der gewählten Geometrie und Materialkombination lokale Instabilitäten, werden die resultierenden Lastumlagerungen und die Auswirkungen auf das globale Kraftniveau aufgrund des geometrisch nichtlinearen Ansatzes berücksichtigt.

In Kapitel 4.2 wird darüber hinaus ein explizites geschichtetes FE-Detailmodell vorgestellt, um das Energieabsorptionsverhalten numerisch detaillierter bewerten und Kraftniveaus entsprechend dimensionieren zu können. Das Simulationsmodell berücksichtigt hierbei die mechanischen Schädigungs- und Delaminationsvorgänge innerhalb der Bruchfront sowie das globale Verhalten des Bauteils. Mithilfe der Modelle können lokale Instabilitäten dargestellt und der daraus resultierende wirksame Querschnitt mit entsprechendem Kraftniveau näher untersucht werden.

Beide numerische Methoden werden abschließend für die Dimensionierung von offenen Profilen mit variierenden Querschnitten eingesetzt, die sowohl ein ideales progressives Versagen (Fall A) als auch ein Versagensverhalten nach Fall B (Bild 4.1 Mitte) zeigen.

4.1 Das Konzept des wirksamen Querschnitts

Aus der angeführten Zusammenstellung der Einflussfaktoren (Kapitel 2), die maßgeblich die Energieabsorptionskennwerte bedingen, werden die zwei wesentlichen Parameter isoliert.

1. Verbundeigenschaften (u.a. Halbzeuge und Lagenaufbau) und
2. Geometrie (bzw. Bauteilsteifigkeit).

Aufgrund des komplexen Zusammenwirkens der verschiedenen mikromechanischen Versagensvorgänge innerhalb der Bruchfront ist eine Superposition oder analytische Übertragbarkeit der Einzelschichtkennwerte auf das Gesamtverhalten eines Verbundes beim progressiven Versagensmodus derzeit nicht möglich. Daher sind in Kapitel 3 experimentelle Untersuchungen vorgestellt, die eine effiziente Charakterisierung der Absorptionskennwerte am Gesamtverbund ermöglichen. Somit können verschiedene Materialien analysiert und optimiert werden. Der zweite grundlegende Parameter ist die Bauteilgeometrie, die maßgeblich die Versagensart und die damit verbundene Energieabsorption beeinflusst. Diese kann mittels Diskretisierung in konventionellen FEM-Programmen berücksichtigt und somit bewertet werden. Im vorliegenden Fall wird dieses über nichtlineare Analysen in NASTRAN realisiert, so dass die Strukturantwort bei axialer Lasteinleitung über eine definierte Stauchung betrachtet wird.

4.1.1 Instabilitäten von Strukturen

„Wenn in einem Bauteil Druckspannungen existieren, kann der anfängliche, das heißt der bei geringer Belastung wirkende Spannungs- und Verformungszustand, der Grundzustand, instabil werden. Das Bauteil ist dann bestrebt, sich einem weiteren Anwachsen der Druckspannungen durch seitliches Ausweichen zu entziehen“ [VDI06]. Dieses, zumeist schlagartige Verhalten kann sich in einem globalen Ausknicken oder in einem Beulen widerspiegeln. Typischerweise tritt das Knicken bei „schlanken“ Bauteilen, die ein großes Verhältnis von Länge zu Breite aufweisen, auf. Die entsprechende Kraft, bei der ein Stabilitätsproblem entsteht, wird als Beullast bezeichnet und ist von den jeweiligen Randbedingungen sowie den Bauteil- und Materialparametern abhängig. Insbesondere ebene Platten und Membranflächen neigen aufgrund ihrer relativ geringen Stabilität zum Beulen. Dieses führt nicht zwangsläufig zu einem globalen Versagen, verursacht jedoch im Allgemeinen eine Lastumlagerung und nichtlineare Verformungen.

Bei einer druckbelasteten Struktur können Verzweigungspunkte im theoretischen Kraft-Weg-Verhalten vorliegen, so dass prinzipiell zwei Last-Stauchungskurven möglich sind (Bild 4.2 - Punkt 1). Im Falle einer idealen Struktur ohne Imperfektionen kann es bei steigender

Stauchung zu einem weiteren Anstieg der Druckkraft kommen (Grundzustand). Aufgrund von Störeinflüssen, herstellungsbedingten Materialfehlern oder exzentrischer Krafteinleitung wird in der Regel ein Strukturverhalten erzeugt, das aufgrund von Instabilitäten eine Reduktion der resultierenden Druckkraft hervorruft (Bild 4.2 – roter Pfad). Die entsprechenden Verformungen quer zur Belastungsrichtung nehmen bei weiterer Stauchung stark zu und dominieren vorrangig das Nachbeulverhalten. Da der erste Verzweigungspunkt bei quasi-statisch belasteten Strukturen typischerweise zu einem Ausweichen der Struktur führt, werden die weiteren kritischen Lasten in diesem Fall nicht erreicht. Dieser wird daher auch als (erste) Beullast bezeichnet.

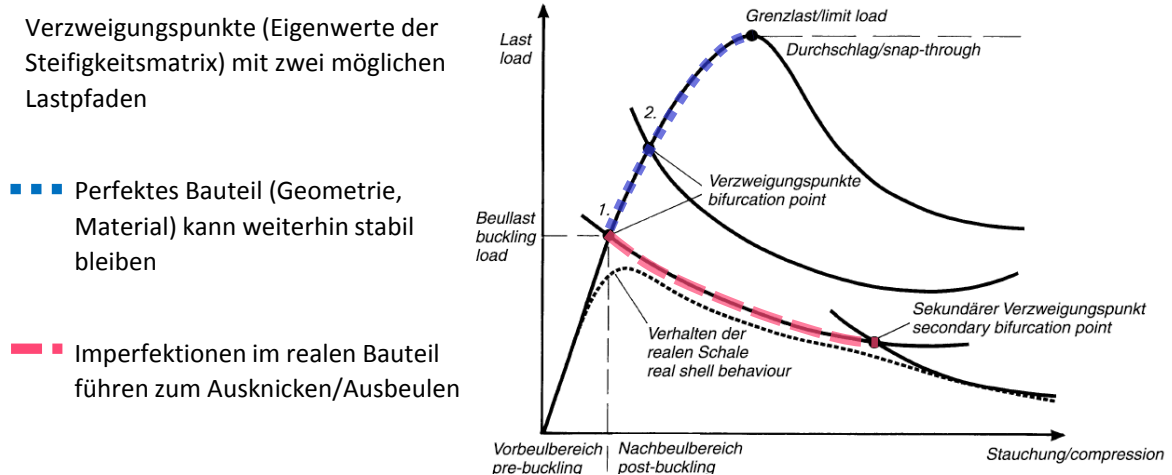


Bild 4.2: Beispielhafte Darstellung der Reaktionskraft über die Stauchungskompression eines axial belasteten Bauteils mit realem und idealem Verlauf [VDI06] [Fuh10].

Zur mathematischen Herleitung der Kraftwerte der Verzweigungspunkte wird die Biegesteifigkeit ($E \cdot I$) herangezogen (vgl. Gleichung (3.9)). Im Gegensatz zu metallischen Werkstoffen, bei denen dieser Kennwert lediglich über die Wanddicke und den Elastizitätsmodul definiert ist, ist bei FVK-Bauteilen zusätzlich der Lagenaufbau von entscheidender Bedeutung [Gei02]. Ein Laminat mit quasi-isotropen Zugeigenschaften kann, abhängig vom verwendeten Aufbau, deutlich unterschiedliche Biegesteifigkeiten aufweisen [Fuh10]. Zur Berücksichtigung des schichtweisen Aufbaus wird daher die CLT verwendet (vgl. Kapitel 3.3.1).

4.1.2 Dimensionierungsmethodik

Für eine ideale progressive Energieabsorption (Fall A) sollte der erste kritische Eigenwert des statischen Gleichungssystems deutlich über dem erwarteten Lastniveau des progressiven Versagens liegen. Die abstützende Struktur außerhalb der Bruchfront befindet sich somit im linear elastischen Belastungsbereich. Die Energieabsorptionskennwerte zur Bestimmung des idealisierten Kraftniveaus werden als Verbundeigenschaften experimentell bestimmt (vgl.

Kapitel 3). Der Einfluss der Wanddicke, der Halbzeuge und der Lagenorientierung wird somit in einem Kennwert (σ_{crush}) zusammengefasst. Über eine Extrapolation dieses Kennwertes auf den entsprechenden Querschnitt wird ein resultierendes idealisiertes Kraftniveau ermittelt (Gleichung (4.2)). Zur Vordimensionierung wird daher, bei Annahme eines idealen Absorptionsverhaltens, die Gesamtkraft auf Basis der in Kapitel 3 ermittelten Kennwerte ausgelegt.

$$F_{crush-vor} = \sigma_{crush} \cdot A_{Bauteil} \quad (4.2)$$

Über die lineare Beulanalyse werden diskrete Kraftwerte bestimmt, die für eine erste Abschätzung des Versagensverhaltens herangezogen werden. Da die resultierenden Instabilitäten nur qualitativ wiedergegeben werden, ist keine eindeutige Aussage bzgl. der Auswirkungen eines bestimmten Beulmodus auf das Gesamtverhalten möglich. Zur näheren Bewertung des Lastniveaus und des Leichtbaupotenzials bei Bauteilen mit Überlagerung zweier Versagensarten (Fall B) werden weitergehende Untersuchungen mit einer geometrisch nichtlinearen Analyse durchgeführt. Zeigen sich lokale oder globale Instabilitäten, werden diese, aufgrund des nichtlinearen Ansatzes, berücksichtigt, so dass der Einfluss von Störungen auf das Strukturverhalten und die resultierende Kraftverteilung evaluiert werden kann.

Befindet sich die Struktur unter axialem Druck im linear elastischen Verformungsbereich, liegen typischerweise nur axiale Verschiebungen vor und das Bauteil weist über seinen Querschnitt eine konstante Streckenlast auf (Bild 4.3a). Bei auftretenden lokalen Instabilitäten (z.B. Beulen der Membranflächen) resultiert eine deutliche Reduktion des Kraftflusses in diesem Bereich und es entstehen Lastumlagerungen über den gesamten Querschnitt. Einen wesentlichen Beitrag zum Tragverhalten liefern somit nur die Teilbereiche, die aufgrund ihrer Geometrie eine deutlich höhere Stabilität besitzen (Bild 4.3b)).

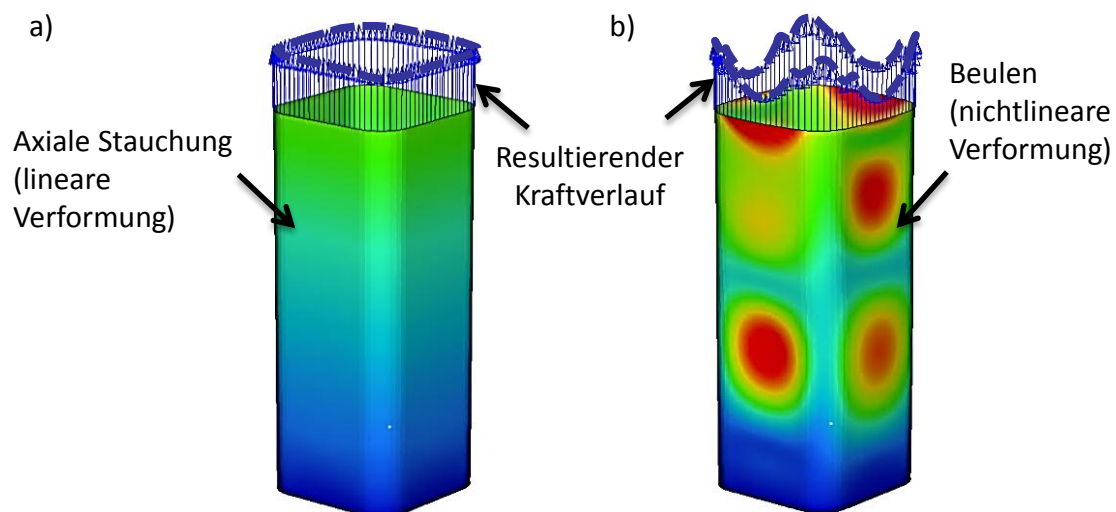


Bild 4.3: Spannungverteilung (aus geometrisch nichtlinearer FE-Analyse) über den Querschnitt eines druckbelasteten Bauteils a) im linear-elastischen Bereich b) mit lokalen Instabilitäten.

Liegen die diskreten Spannungen aufgrund von Instabilitäten unterhalb der Referenzspannung eines idealisierten progressiven Verhaltens (σ_{crush}), weist dieser Bereich keinen stabilen Versagensmodus auf. Dieser Abschnitt weicht bei Druckbelastung aus und hat somit nur einen sehr geringen Anteil an der Gesamtenergieabsorption. Die Teilbereiche, die bei Erhöhung der Verformung Spannungswerte über der Referenzspannung erreichen, zeigen einen energetisch effizienten Versagensmodus und tragen somit zur Energieabsorption bei. Basierend auf den Ergebnissen der nichtlinearen Strukturanalyse wird unter Berücksichtigung der flächennormierten Kraftwerte an den Berechnungspunkten (σ_{el}^i) (Gleichung (4.3)) und den beschriebenen Bewertungskriterien das Konzept des wirksamen Querschnitts hergeleitet. Nach Gleichung (4.4) wird somit der wirksame Flächenanteil (A_{wirk}) und das daraus vordimensionierte Lastniveau (F_{crush}) (Gleichung (4.5)) für das Bauteil ermittelt.

$$\sigma_{el}^i = \frac{F_{el}^i}{t \cdot l_{el}^i} \quad (4.3)$$

$$A_{wirk} = \sum_{i=0}^n \begin{cases} t \cdot l_{el}^i & \text{für } \sigma_{el}^i(s) \geq \sigma_{crush} \\ 0 & \text{für } \sigma_{el}^i(s) \leq \sigma_{crush} \end{cases} \quad (4.4)$$

$$F_{crush} = A_{wirk} \cdot \sigma_{crush} \quad (4.5)$$

Hierbei ist t die Wandstärke und l_{el}^i die entsprechende Kantenlänge des Elementes i auf dem Querschnitt. Bild 4.4 zeigt beispielhaft die resultierende Kraftverteilung und den daraus ermittelten wirksamen Querschnitt.

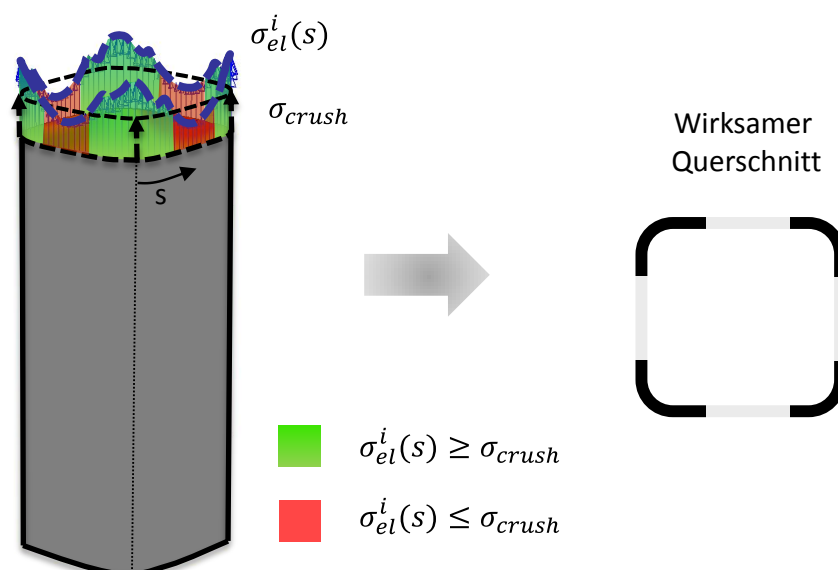


Bild 4.4: Darstellung des Konzepts des wirksamen Querschnitts mit der Spannungsverteilung aus nichtlinearer Strukturanalyse sowie der entsprechenden Crushingspannung zur Definition der Teilbereiche, die effektiv zur Energieabsorption beitragen. Rechts: Teilbereiche, deren lokale Spannungen oberhalb der Crushingspannung liegen (schwarz: Wirksamer Querschnitt).

Weichen die Profilflächen durch Beulen seitlich aus, werden die Kraftflüsse in diesem Bereich reduziert. Die Crushingspannung für das entsprechende Laminat weist im direkten Vergleich einen höheren Wert auf als auf den seitlichen Profilflächen abgestützt werden kann. Der Querschnitt, der somit effektiv zur Energieabsorption zugerechnet werden kann, reduziert sich auf die Eckbereiche.

Der Ablauf des erarbeiteten Konzeptes des wirksamen Querschnitts, die entsprechenden Grundgleichungen sowie die zugehörigen Kennwerte sind schematisch in Bild 4.5 zusammengefasst.

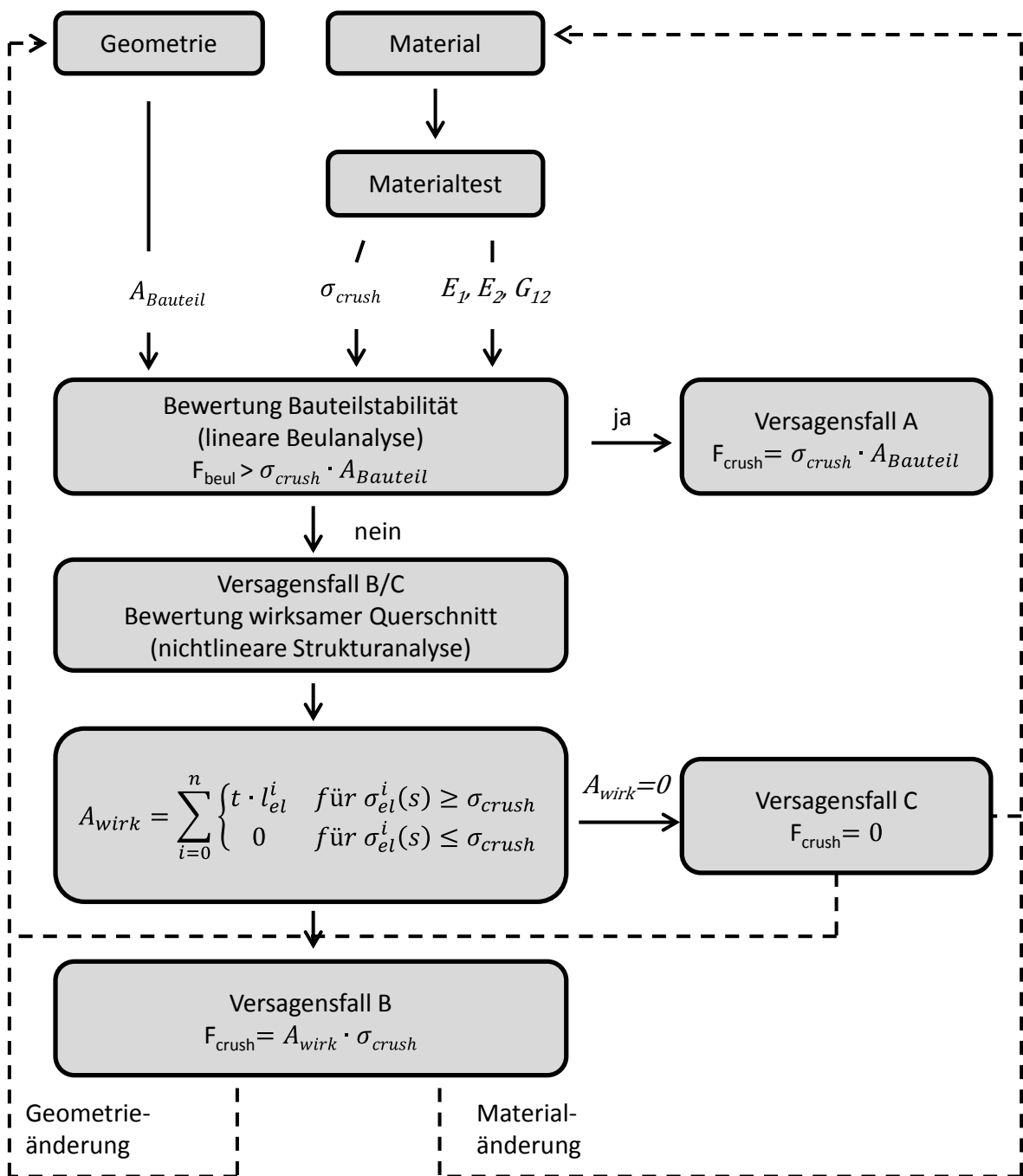


Bild 4.5: Berechnungsablauf des Konzeptes des wirksamen Querschnitts unter Berücksichtigung verschiedener Versagensfälle.

Basierend auf der Definition der Geometrie und des Materials wird das Bauteil nach der Materialcharakterisierung mittels einer linearen Beulanalyse bewertet. Liegt hierbei die erste kritische Beullast oberhalb des idealisierten Lastniveaus, wird eine ungestörte Energieabsorption (Fall A) erzielt, bei der die höchsten spezifischen Kennwerte erreicht werden. Ist die Geometrie-Material-Kombination so gewählt, dass ein oder mehrere Beulmodi unterhalb des Lastniveaus liegen, liegt der Versagensfall B oder C vor. Das resultierende Energieabsorptionsvermögen kann mittels des Konzepts des wirksamen Querschnitts über eine geometrisch nichtlineare Strukturanalyse näher bewertet werden. Über einen berechnungsknotenbasierten Vergleich der normierten Kraftflüsse werden die Querschnittsanteile identifiziert, welche oberhalb der jeweiligen Referenzspannung liegen. Auf Basis dieser Bewertung und der experimentell ermittelten Kennwerte zum progressiven Versagensverhalten wird das Gesamtenergieabsorptionsvermögen vordimensioniert. Die restliche Querschnittsfläche versagt aufgrund von Instabilitäten in einem energetisch ineffizienten Modus und ist somit in der Gesamtenergiebilanz vernachlässigbar. Dieser Anteil wird daher im Rahmen der Dimensionierung nicht betrachtet. Erfüllen die Bauteile nicht die definierten Anforderungen, kann eine Verbesserung des Versagensverhaltens und der entsprechenden Kennwerte sowohl über eine geometrische als auch über eine material-spezifische (Halbzeug und Lagenaufbau) Änderung realisiert werden.

4.2 Explizites FE-Detailmodell zur Analyse von energieabsorbierenden FVK-Strukturen

Im vorangegangenen Kapitel wird insbesondere auf den Zusammenhang zwischen idealem Versagensverhalten und lokalen Instabilitäten eingegangen. Um darüber hinaus die Vorgänge innerhalb der Bruchfront sowie eine tiefere Analyse des Bruchverhaltens, des wirksamen Querschnitts und der Energieabsorption durchzuführen, wird ein detailliertes explizites Berechnungsmodell ($l_{element} < 1 \text{ mm}$) entwickelt. Zwar können mikromechanische Effekte aufgrund der notwendigen Idealisierung damit nicht im Detail wiedergegeben werden, die Modelle liefern jedoch einen entscheidenden Beitrag zur Analyse des Energieabsorptionsverhaltens. Der Fokus liegt hierbei auf Strukturen, die einen stabilen bzw. eine Kombination aus zwei Versagensmodi (Bild 4.1 Fall B) aufweisen. Für die Parameteridentifikation werden die experimentellen Daten aus den Analysen mit Flachproben (Kapitel 3) verwendet, um die noch unbekanntenen Kennwerte zu ermitteln. Mithilfe der erstellten Materialkarten kann das Versagen von Bauteilen mit verschiedenen Querschnitten (Kapitel 4.3.3) sowie z-verstärkter Lamine (Kapitel 4.4) näher bewertet werden.

4.2.1 Modellaufbau

Um die wesentlichen bruchmechanischen Vorgänge innerhalb eines energieabsorbierenden Bauteils zu erfassen, ergeben sich die folgenden Anforderungen an das explizite FE-Detailmodell:

1. Erkennen des entsprechenden Versagensverhaltens (progressive Zerstörung und lokale/ globale Instabilitäten),
2. Darstellung der intralaminaren Schädigung (Nachbruchverhalten),
3. Darstellung von Delaminationen (Bruchmode I und Bruchmode II),
4. Berücksichtigung von Reibungseinflüssen und
5. Implementierung des elastischen Verhaltens.

Die Grundlage bildet ein explizites FEM-Programm (PAM-CRASH), welches bereits eine Vielzahl verfügbarer Materialmodelle (darunter auch Faserverbundmaterialmodelle) beinhaltet. Typischerweise werden einfache Schalenelemente für dünnwandige Strukturen verwendet, um die wesentlichen Charakteristika wie das elastische, das Schädigungs- und das Bruchverhalten darzustellen. Eine Übertragung dieser „konventionellen“ Modelle zur Darstellung eines axial belasteten energieabsorbierenden Bauteils führt jedoch zu nicht physikalischen Ergebnissen (vgl. Kapitel 2.3.2). Aufgrund des makroskopischen Modellansatzes werden die wesentlichen Vorgänge innerhalb der Bruchfront nicht abgebildet und werden daher auch nicht zur Berechnung der Energieabsorptionsfähigkeit berücksichtigt. Daher wird ein Modell entwickelt, bei dem der Verbund über geschichtete Schalenelemente sowie interlaminare Verbindungselemente dargestellt wird. Zudem wird der Bruchkeil, der während der Initiierungsphase aus fragmentiertem Faser-/ Matrixmaterial entsteht (Bild 2.5), als zusätzlicher Bestandteil in die Simulation integriert. Das Aufspalten der Faserbündel, der zentrale Riss sowie die Schädigungen innerhalb der Lagen werden damit modelltechnisch berücksichtigt. Das Ziel dieses Modellansatzes ist die Analyse der wesentlichen Mechanismen und Zusammenhänge, die zur Energieabsorption führen. Die Initiierungsphase, in der sich der Keil durch „Pulverisieren“ des Grundmaterials bildet, kann mit diesem Modell nicht im Detail untersucht werden. Das diskretisierte geschichtete FE-Modell eines FVK-Omega-Profiles ist zusammen mit dem Bruchkeil, dem Stempel sowie den Einspannbedingungen in Bild 4.6 dargestellt.

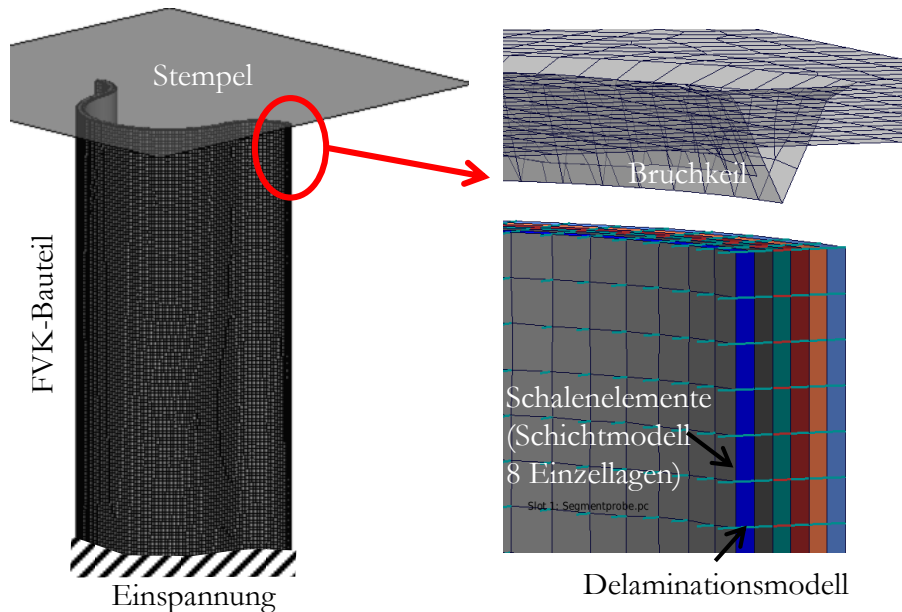


Bild 4.6: Aufbau des FE-Detailmodells mit geschichteten Schalenelementen und integriertem Bruchkeil für ein Omega-Profil.

Eine Initiierung des progressiven Versagensverhaltens wird hierbei über das Verfahren des Bruchkeils in den Verbund realisiert. Das Laminat ist in der vorliegenden Arbeit über acht Schichten (jede Einzellege repräsentiert eine Schicht) dargestellt, wobei jede Schicht aus zwei überlagerten Elementen (mit gemeinsamen Berechnungsknoten) besteht, um das entsprechende Materialverhalten darzustellen (vgl. Kapitel 4.2.2). Die Elementkantenlänge liegt durchschnittlich bei 0,5 – 0,8 mm. Um eine freie Bewegung des Bruchkeils zuzulassen, ist dieser in Segmente unterteilt und kann sich frei zwischen Probekörper und Stempel bewegen. Somit können die einzelnen Keilabschnitte möglichen lokalen Bewegungen des Bauteils folgen, ohne die Verformung zu beeinflussen. Über den Stempel werden die entsprechenden Randbedingungen aufgeprägt. Reibung zwischen den Schichten sowie zwischen Keil und Bauteil wird über die jeweiligen definierten Kontaktbedingungen berücksichtigt.

4.2.2 Materialmodelle

Im Rahmen des entwickelten Modellansatzes werden zur Darstellung des Versagensverhaltens eines Faserverbundbauteils insgesamt vier Materialmodelle (zwei inter-, zwei intralaminar) verwendet.

Delaminationsmodelle

Zur Abbildung von Delamination werden für die beiden Belastungsrichtungen (Mode I und Mode II) unterschiedliche TIED-Kontaktmodelle in PAM-CRASH verwendet [PAM11]. Beide basieren auf einer Master-Slave-Beziehung, bei der das Masterelement dem Slave-Knoten als Referenz dient. Die Rückstellkraft wird über eine Federsteifigkeit und eine

entsprechende Auslenkung des Slave-Knotens aus der idealen Position aufgebracht. Die prinzipielle Wirkweise ist in Bild 4.7 beispielhaft für ein Element und einen Knoten dargestellt.

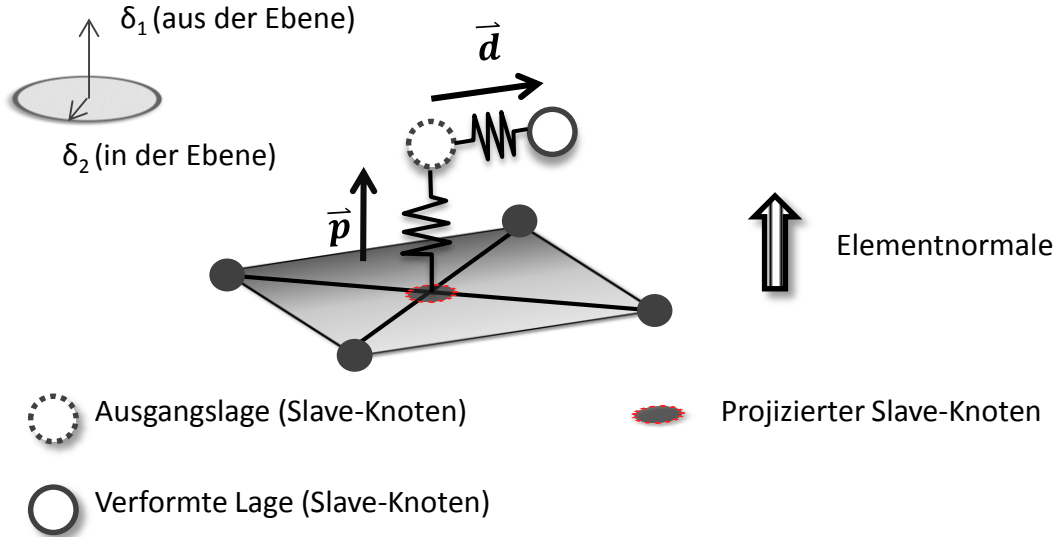


Bild 4.7: Prinzipielle Darstellung des TIED-Kontakts an einem Schalenelement mit Master-Slave-Beziehung zur Delaminationsmodellierung [PAM11] [Gre05].

Die Normal- (δ_1) und Schub- (δ_2) Verformungen werden im lokalen Koordinatensystem über die Projektion des Vektors \vec{d} auf die Elementnormalenachse \vec{p} berechnet. Die Länge und Orientierung der Verformungsvektoren $\vec{\delta}_1$ und $\vec{\delta}_2$ lassen sich mit den Gleichungen (4.6) bis (4.9) berechnen [PAM11].

$$\delta_1 = \frac{(\vec{p})^T \vec{d}}{|\vec{p}|} \quad (4.6)$$

$$\vec{\delta}_1 = \delta_1 \frac{\vec{p}}{|\vec{p}|} \quad (4.7)$$

$$\vec{\delta}_2 = \vec{d} - \vec{\delta}_1 \quad (4.8)$$

$$\delta_2 = |\vec{\delta}_2| \quad (4.9)$$

Zur Darstellung des Delaminationsverhaltens unter Mode I wird der von Johnson, Pickett und Rozicky [Joh01] entwickelte Ansatz verwendet. Das bruchmechanische Modell berücksichtigt dabei die Energiefreisetzungsrates der Rissausbreitung G_{1c} zwischen einzelnen Schichten (Gleichung (4.10)).

$$G_{1c} = \int_0^{\delta_{max}} \sigma(\delta_1) d\delta \quad (4.10)$$

Die Ausgangssteifigkeit wird in Abhängigkeit von der Verformung δ_1 im nichtlinearen Bereich linear degradiert, so dass sich der in Bild 4.8 gezeigte Verlauf ergibt [PAM11].

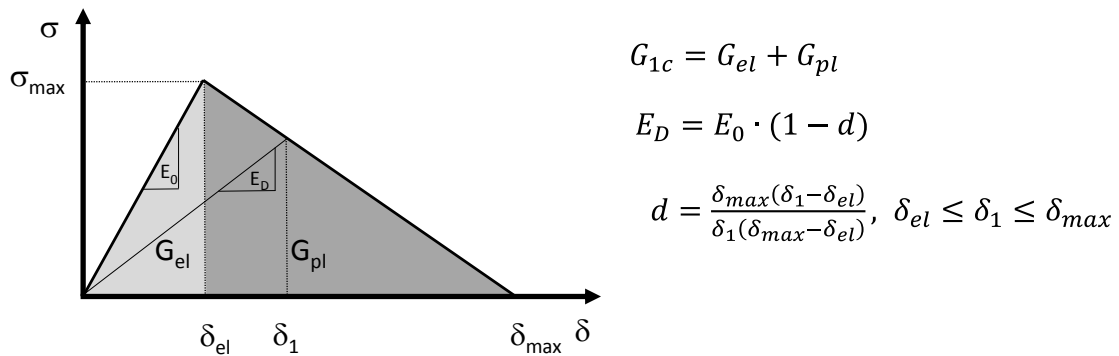


Bild 4.8: Delaminationsmodell (Spannung-Verschiebung) von Johnson, Pickett und Rozicky zur Darstellung des Rissfortschritts unter Mode I [PAM11] [Gre05].

Für Delaminationen infolge von Schubverformung wird ebenfalls ein TIED-Kontaktmodell verwendet, bei dem die Darstellung über ein elastisches Verformungsverhalten mit Bruchkriterium (Maximalspannung) erfolgt. Durch die Wahl dieses Modells lässt sich die Anzahl der Parameter auf einen Wert (Schubfestigkeit) reduzieren.

Schicht- und Schädigungsmodelle

Einen wesentlichen Anteil an der Gesamtenergieabsorption während des progressiven Versagens haben das Schädigungs- und Bruchverhalten des verwendeten Laminates. Da konventionelle FVK-Modelle vorrangig zur Berechnung der Verbundeigenschaften auf makroskopischer Ebene (insbesondere Steifigkeit und Festigkeit) geeignet sind, bieten sich diese nicht ohne Einschränkung zur Darstellung des Schädigungsverhaltens während der Energieabsorption an. Aufgrund der im Materialmodell definierten reversiblen Verformungen werden plastische Deformationen durch einzelne Faserbrüche und Laminatschädigungen hiermit nur unzureichend wiedergegeben. Um sowohl das elastische als auch das Schädigungsverhalten innerhalb der Bruchfront besser darzustellen, wird das Materialverhalten über die Kombination zweier Materialmodelle abgebildet. Dieses wird durch überlagerte Schalenelemente erreicht, die an gemeinsamen Berechnungsknoten liegen. Als Basismaterial wird das FVK-Modell (MAT131 vgl. Kapitel 2.3.1) verwendet, welches die anisotropen Eigenschaften des Werkstoffes berücksichtigt. In Kombination mit einem Schichtmodell (ITYP=1) werden die Parameter der Einzellagen sowie entsprechende Versagensgrenzen definiert. Für den vorliegenden Ansatz wird eine Elementelimination über ein

Maximaldehnungskriterium definiert. Durch die Biegung der Faserbündel innerhalb der Bruchfront entstehen signifikante Schädigungen im Material, wodurch sowohl Energie absorbiert wird als auch eine bleibende Deformation im Material entsteht. Daher wird, ergänzend zum FVK-Materialmodell, ein zusätzliches anisotropes elastisch-plastisches Materialmodell (MAT117) zur Darstellung des Deformationsverhaltens überlagert. Aufgrund des bilinearen Verlaufes können Schädigungen innerhalb des Verbundes somit berücksichtigt werden. Durch die Kombination beider Modelle ergibt sich der in Bild 4.9 dargestellte beispielhafte Verlauf unter Zug- und Druckbelastung.

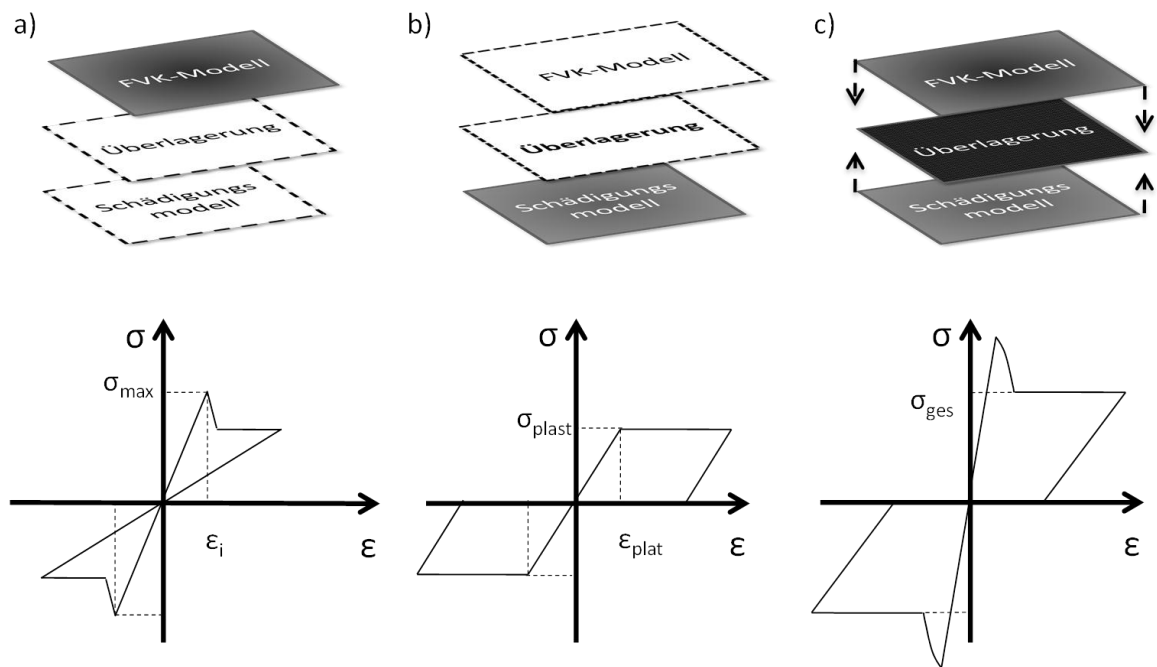


Bild 4.9: Verwendete Materialmodelle mit entsprechenden Spannungs-Dehnungs-Kurven für Zug- und Druckbelastung zur Darstellung des Schädigungsverhaltens beim progressiven Versagen. a) FVK-Materialmodell (MAT131) mit Schädigungsdefinition b) Anisotropes Schädigungsmodell zur Darstellung der bleibenden Materialschädigung (MAT117) c) Überlagerung der Materialmodelle mit gemeinsamen Berechnungsknoten.

Da vorrangig die Schädigung in Bauteillängsrichtung von Bedeutung ist, wird ein anisotropes Plastizitätsverhalten im Schädigungsmodell verwendet. Die entsprechende Richtungsabhängigkeit in der Deformationskurve wird mit Gleichung (4.11) unter Berücksichtigung von Lankfords Koeffizienten (P, Q und R) erzielt [Lan50].

$$f(\sigma) = \sqrt{\frac{P\sigma_{11}^2 + R\sigma_{22}^2 + PR(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (2Q + 1)(P + R)\sigma_{12}^2}{P(R + 1)}} \quad (4.11)$$

Werden die Koeffizienten $P=Q=R=1$ gesetzt, resultiert ein isotropes Verhalten. Der Grad der Anisotropie kann somit über die Wahl der entsprechenden Koeffizienten berücksichtigt werden (vgl. Tabelle 4.1).

4.2.3 Parameteridentifikation

Zur Analyse des Energieabsorptionsverhaltens mit dem oben genannten numerischen Detailmodell werden materialspezifische Parameter ermittelt und entsprechend in die Materialkarten implementiert. Aufgrund des beschriebenen Ansatzes existieren zum größten Teil keine genormten Prüfverfahren, um alle Kennwerte zu bestimmen. Daher wird im Folgenden die Parameteridentifikation auf Basis der bereits experimentell ermittelten Kennwerte für die Steifigkeit und die Energieabsorption (vgl. Kapitel 3) des bi- und unidirektionalen Geleges durchgeführt. Zusätzlich werden die Parameter zur Beschreibung der Reibungseinflüsse aus bereits veröffentlichten Untersuchungen entnommen. Wie in Kapitel 2 dargestellt, sind Kennwerte zum Reibkoeffizienten zwischen den Einzelschichten sowie zwischen Bruchkeil und Lagen bereits näher untersucht worden [Mam96] [McG08]. Basierend auf diesen Erkenntnissen werden gemittelte Kennwerte entsprechend in die jeweiligen Kontaktformulierungen für das vorliegende Modell, wie nachfolgend zusammengefasst, implementiert.

Reibkoeffizient	Literaturwerte	Verwendeter Wert
μ_1 Keil \leftrightarrow Lagen	0,4 - 0,6 [Mam96] [McG08]	0,5
μ_2 Zwischen Lagen	0,27 - 0,35 [Mam96] [McG08]	0,3

Die Kennwerte zur Energiefreisetzungsrate werden auf Basis von double cantilever beam (DCB) – Tests [DIN96] mit dem entsprechenden Material ermittelt [Fei11b]. Aus den quasi-statischen Versuchen wird die resultierende Energiefreisetzungsrate G_{1c} aus der flächenspezifischen Rissfortschrittsenergie berechnet, die sich für das verwendete Material zu durchschnittlich 780 J/m^2 ergibt.

Für die Definition des Materialschädigungsverhaltens werden die Ergebnisse zur Energieabsorption an ebenen Prüfkörpern herangezogen (vgl. Kapitel 3.3.2). Diese dienen als Referenzwerte für das entsprechende Simulationsmodell, bei dem das Laminat über acht geschichtete Elementlagen dargestellt ist, so dass jede Lage einer Einzelschicht entspricht. Die Kopplung der Einzellagen wird über die beschriebenen Delaminationsmodelle realisiert. Sowohl der Bruchkeil als auch die Stempelplatte werden modelltechnisch berücksichtigt. Die Einspannbedingungen, die aus dem Versuchsaufbau resultieren, werden hierbei über die

Sperrung der entsprechenden Freiheitsgrade im Kontaktbereich des Probekörpers mit der Vorrichtung definiert. Das Schädigungsverhalten wird, wie in Kapitel 4.2.2 beschrieben, mittels der überlagerten Materialmodelle (FVK- und Schädigungsmodell) dargestellt. Das resultierende Modell ist zusammen mit einem geprüften Probekörper im folgenden Bild 4.10 dargestellt.

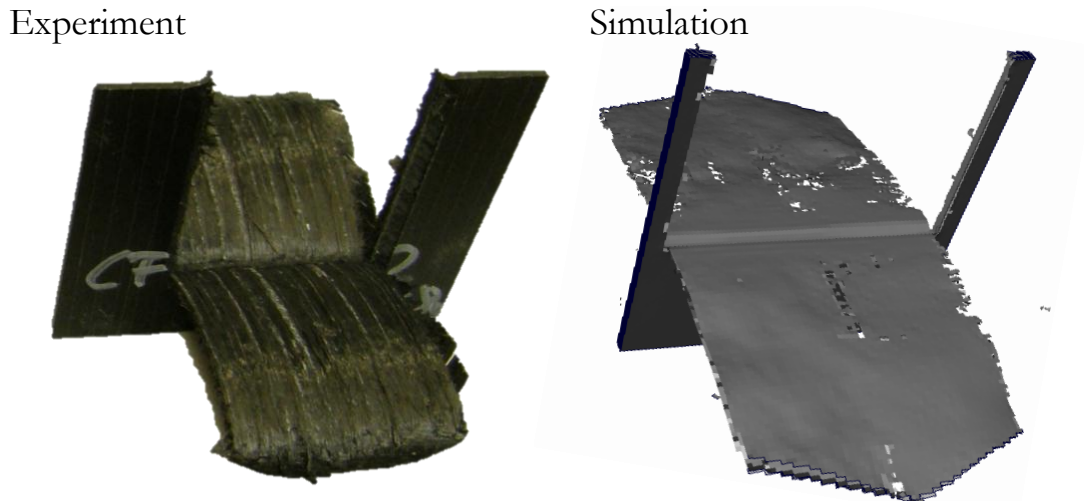


Bild 4.10: Darstellung der experimentellen und numerischen Ergebnisse zur Parameteridentifikation an ebenen Probekörpern.

Sowohl das in den experimentellen Untersuchungen beobachtete progressive Versagen als auch das seitliche Aufreißen des Probekörpers werden im Simulationsmodell gut dargestellt. Zu erkennen ist, dass aufgrund des innenliegenden Bruchkeils der Probekörper seitlich aufgespalten wird, so dass sich, analog den experimentellen Untersuchungen, eine zentrale Delamination in der Laminatmitte bildet. Zusätzlich entstehen weitere Delaminationen (Bruchmode II) innerhalb des bereits durch Biegung geschädigten Materials. Für die Bestimmung des Schädigungs- und Bruchverhaltens wird der Bereich des stationären Zustandes (>30 mm) ausgewertet. In Bild 4.11 ist der resultierende numerische Kraftverlauf zusammen mit den experimentellen Daten (EXP_Nr1 - EXP_Nr4) dargestellt. Hierbei weisen die mittleren Kraftniveaus im quasi-stationären Zustand eine gute Korrelation auf, bei dem die Kraftschwankungen der numerischen Ergebnisse (Bild 4.11-gestrichelt) relativ gering ausfallen. Im Initiierungsbereich (10 – 30 mm) kann die Bruchkeilentstehung (vgl. Bild 2.5) aufgrund der idealisierten numerischen Abbildung nicht im Detail dargestellt werden, so dass hierbei die experimentellen Maximalkräfte höher ausfallen (+15%).

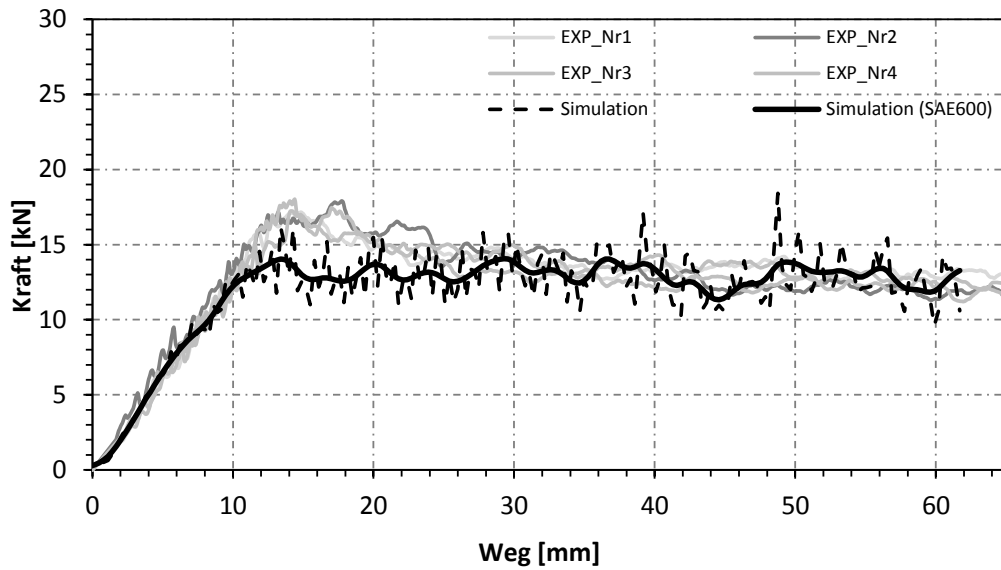


Bild 4.11: Zusammenfassung der resultierenden ungefilterten (gestrichelt) und mit Filter SAE600 gefilterten (schwarz) numerischen sowie experimentellen Ergebnisse (grau) zur Parameteridentifikation an ebenen Probekörpern.

Auf Basis der durchgeführten Untersuchungen werden die intra- und interlaminaren Materialkennwerte für das verwendete Material (MAT A) definiert. Die resultierenden Parameter sind zusammen mit den Reibungskoeffizienten in Tabelle 4.1 zusammengefasst.

Tabelle 4.1: Zusammenfassung der verwendeten Parameter zur Darstellung der Steifigkeit, Festigkeit, Materialschädigung und der Delaminationseigenschaften für das vorliegende MAT A.

Steifigkeit	E_{1Z}	GPa	111	Querkontraktion ν_{12}		0,31	
	E_{1D}	GPa	107	Schädigung	d_Z	0,6	
	E_{2Z}	GPa	8		d_D	0,1	
	E_{2D}	GPa	8	σ_{plast}	MPa	605	
	G_{12}	GPa	4	P		1	
	G_{23}	GPa	4	Q		0,01	
Festigkeit	σ_{1Z}	MPa	1537	R		0,01	
	σ_{1D}	MPa	519	Delamination	G_{1c}	J/m ²	780
	σ_{12}	MPa	165		$\sigma_{1\text{start}}$	GPa	0,06
Reibung	μ_1		0,5	$\sigma_{1\text{prop}}$	GPa	0,06	
	μ_2		0,3	γ_{max}	GPa	0,09	

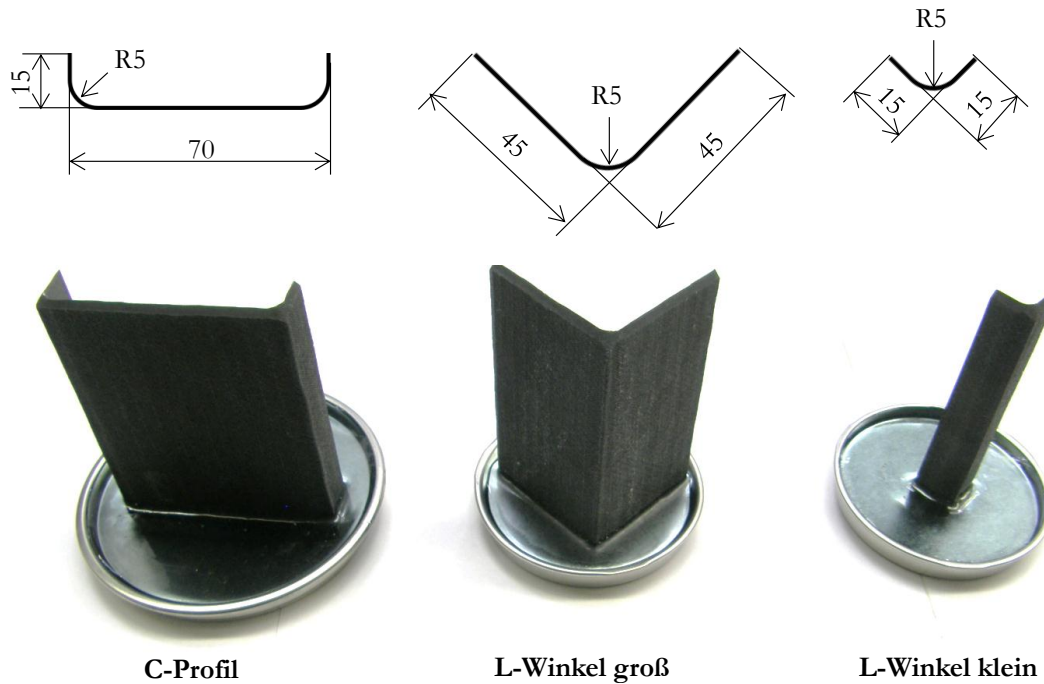
Die im vorliegenden Kapitel definierten Kennwerte werden für die folgenden Untersuchungen zum Geometrieinfluss (vgl. Kapitel 4.3) und zum Einfluss interlaminar verstärkter Bauteile (vgl. Kapitel 4.4) verwendet.

4.3 Berechnungsstudien zum Geometrieinfluss auf die SEA und Korrelation zu Versuchsergebnissen

Zur Validierung der entwickelten numerischen Methoden werden im Folgenden drei offene Strukturen sowohl mittels des Konzepts des wirksamen Querschnitts (Kapitel 4.3.2) als auch dem expliziten FE-Detailmodell (Kapitel 4.3.3) bewertet und abschließend mit entsprechenden Versuchsdaten korreliert (Kapitel 4.3.4). Der Fokus liegt hierbei auf der Analyse des Versagensverhaltens sowie des resultierenden Kraftniveaus und spezifischen Energieabsorptionskennwerten. Die Definition der Probekörpergeometrie erfolgt in Anlehnung an den von Feraboli initiierten Round-Robin-Test [Fer09b], der den Einfluss der Geometrie auf die Energieabsorptionskennwerte fokussiert. Feraboli zeigt in seinen Untersuchungen, dass eine starke Abhängigkeit der Probekörperzuschnitte und der gemessenen Energieabsorptionskennwerte vorliegt. Die von ihm untersuchten Probekörper werden als L-, C- und O-Profil mit variierenden Seitenlängen ausgeführt. Abhängig von der Probekörpergeometrie ergibt sich beim axialen Stauchen eine probenspezifische Versagensform, die einen direkten Einfluss auf die SEA hat. Es zeigt sich beispielsweise, dass beim L-Profil eine Verlängerung der beiden seitlichen Schenkel eine deutliche Reduktion der SEA bewirken kann. Im Folgenden wird gezeigt, dass mit den entwickelten numerischen Methoden diese Effekte für das in dieser Arbeit untersuchte Material dargestellt und somit die Geometrieabhängigkeit auf die SEA bewertet und quantifiziert werden kann. Sowohl mit dem Konzept des wirksamen Querschnitts als auch mit dem expliziten FE-Detailmodell werden gute Übereinstimmungen mit den experimentellen Untersuchungsergebnissen erreicht.

4.3.1 Untersuchte Probekörper

Die Definition der Probekörpergeometrie orientiert sich an den von Feraboli untersuchten Querschnitten. Hierbei liegt der Fokus auf drei (von insgesamt fünf untersuchten) Probekörperquerschnitten, die in seinen Versuchen den größten Unterschied im direkten Vergleich aufweisen. Neben einem „C-Profil“ werden zudem zwei „L-Winkel“ (klein und groß) mit variierenden Kantenlängen betrachtet. Die Eckradien ($R=5$ mm), die freie Prüflänge ($L=90$ mm) und das Material (MAT A) sind geometrieübergreifend über alle Probekörper identisch ausgeführt. Eine entsprechende Übersicht ist im folgenden Bild 4.12 mit den in der vorliegenden Arbeit verwendeten Abmaßen dargestellt. An der oberen Kante wird eine umlaufende 45° -Fase zur Initiierung des energieabsorbierenden Verhaltens angebracht und die Einspannung über ein Einbetten der Probekörper realisiert.



C-Profil

L-Winkel groß

L-Winkel klein

Bild 4.12: Im Rahmen der Validierung der numerischen Methoden untersuchte Probekörpergeometrie mit MAT A und umlaufender 45°-Fase.

Zur Analyse des Versagensverhaltens und der Energieabsorptionskennwerte werden die Probekörper axial unter quasi-statischen Randbedingungen geprüft. Zur Auswertung wird sowohl das Weg- als auch Kraftsignal ausgewertet.

4.3.2 Anwendung des Konzepts des wirksamen Querschnitts

Um die Probekörper hinsichtlich ihres Versagensverhaltens bewerten zu können, wird im Folgenden das Konzept des wirksamen Querschnitts an den beschriebenen Profilen durchgeführt. Hierfür sind die Probekörper auf der Mittelebene mit einer durchschnittlichen Kantenlänge von 2 mm vernetzt. Im Materialmodell des Schichtverbundes werden die charakterisierten Einzelschichtkennwerte verwendet und der entsprechende Lageraufbau in den Materialkarten definiert. Während die Lagerung an der unteren Kante über die Sperrung aller Freiheitsgrade der Randknoten erfolgt, wird eine Verschiebungsbedingung am oberen Ende der Struktur aufgebracht, um die Kontaktfläche zwischen Probekörper und Stempelfläche darzustellen. Zur Auswertung wird die knotenspezifische Kraft- bzw. Spannungsverteilung an der Kontaktfläche über die Stauchung betrachtet. Die Bewertung des wirksamen Querschnitts basiert auf der in Kapitel 3.3 für das entsprechende Material experimentell bestimmten Crushingspannung (118 MPa). Für die Analyse der Spannungsverteilung und die Berechnung der spezifischen Energieabsorption werden die knotenspezifischen Spannungen über die Lastschritte aufgetragen. Die resultierende Kurvenschar sowie die Gesamtverschiebung und Spannungsverteilung für den „L-Winkel groß“ zeigt Bild 4.13.

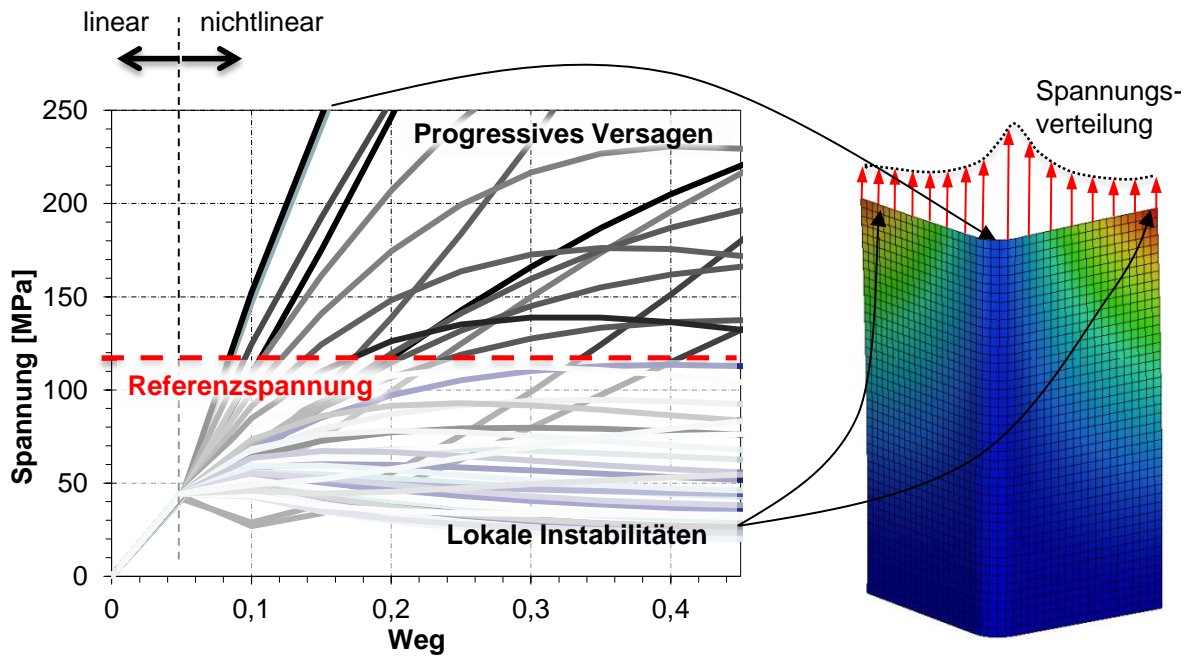


Bild 4.13: Darstellung der knotenspezifischen Spannungs-Weg-Kurven des Probekörpers „L-Winkel groß“ mit entsprechender Spannungsverteilung und Verschiebung (Konturdarstellung) über den Querschnitt.

Im geringen Verformungsbereich ($\text{Weg} < 0,05$) liegt eine homogene axiale Stauchung vor, so dass sich die Spannungs- und Dehnungszunahme des Winkels linear verhält. Eine Erhöhung der Laststufen (und somit der axialen Verschiebung) bewirkt eine deutliche Nichtlinearität im Verformungsverhalten und der Spannungsverteilung. Aufgrund von Instabilitäten weichen die seitlichen Flanken aus, wodurch eine starke Abnahme der knotenspezifischen Spannungen in den Randbereichen der Probe resultiert. Dieses Verformungsverhalten verstärkt sich mit zunehmender Stauchung, so dass auch weitere Teilbereiche seitlich ausweichen, wodurch die entsprechenden Spannungen deutlich reduziert werden. Lediglich der Bereich am Radius weist eine annähernd axiale Verschiebung auf. Die korrespondierenden Knoten erreichen Spannungen, die deutlich oberhalb der Referenz liegen und somit dem progressiven Versagen zugeordnet werden. Basierend auf den Bewertungskriterien (vgl. Kapitel 4.1.2) werden diese Teilbereiche als wirksamer Querschnitt (A_{wirk}) definiert, da hierbei die knotenspezifische Spannung die entsprechenden Referenzwerte übersteigt. Für den vorliegenden Fall des Probekörpers „L-Winkel groß“ ergibt sich diese zu:

$$A_{\text{wirk}_{L\text{-Winkel}_{gr}}} = \sum_{i=0}^n \begin{cases} t \cdot l_{el}^i & \text{für } \sigma_{el}^i(s) \geq \sigma_{\text{crush}} \\ 0 & \text{für } \sigma_{el}^i(s) \leq \sigma_{\text{crush}} \end{cases} = 72,5 \text{ mm}^2 \quad (4.12)$$

Somit wird auf rund 73 mm^2 des Querschnitts ein progressives Versagen erzielt, während die übrigen Bereiche aufgrund von Instabilitäten in einem ineffizienten Modus versagen. Wird

dieser Wert auf den Ausgangsquerschnitt bezogen, so ergibt sich der Flächenwirkungsgrad (η) für diese Probengeometrie wie folgt:

$$\eta_{L-Winkel_{gr}} = \frac{A_{wirk_{L-Winkel_{gr}}}}{A_{gesamt_{L-Winkel_{gr}}}} = 0,36 \quad (4.13)$$

Aufgrund von Instabilitäten tragen lediglich ca. 36 % des Ausgangsquerschnittes zur Energieabsorption bei. Mit der Annahme, dass Teilbereiche mit lokalen Instabilitäten keinen Anteil an der Gesamtenergiebilanz haben und dass Bereiche mit einem progressiven Versagen die charakterisierten spezifischen Kennwerte aufweisen, kann das Kraftniveau des Probekörpers vordimensioniert werden. Hierbei wird die Crushingspannung entsprechend Gleichung (4.14) ausschließlich auf den wirksamen Querschnitt bezogen. Für das betrachtete Bauteil ergibt sich somit ein vordimensioniertes Lastniveau (F_{vordim}) von ca. 8,5 kN (Gleichung (4.14)).

$$F_{vordim_{L-Winkel_{gr}}} = A_{wirk_{L-Winkel_{gr}}} \cdot \sigma_{crush} = 8,5 \text{ kN} \quad (4.14)$$

Die daraus resultierende spezifische Energieabsorption kann unter Berücksichtigung der Gesamtquerschnittsfläche (A_{gesamt}) und der Materialdichte des verwendeten MAT A (ρ_{MATA}) wie folgt berechnet werden:

$$SEA_{L-Winkel_{gr}} = \frac{F_{vordim_{L-Winkel_{gr}}}}{A_{gesamt_{L-Winkel_{gr}}} \cdot \rho_{MATA}} = 29,5 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}} \quad (4.15)$$

Neben dem in Bild 4.13 dargestellten „L-Winkel groß“ werden die beiden weiteren Querschnitte entsprechend dem beschriebenen Vorgehen analysiert und bewertet. In Bild 4.14 sind die resultierenden Spannungsverläufe über den Querschnitt sowie eine farbliche Darstellung der Knotenverschiebungen gegeben. Zusätzlich sind für die betrachteten Probekörper die Kennwerte des wirksamen Querschnitts, des Flächenwirkungsgrades, der vordimensionierten Kraftniveaus und der SEA zusammengefasst.

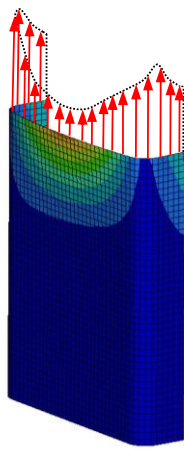
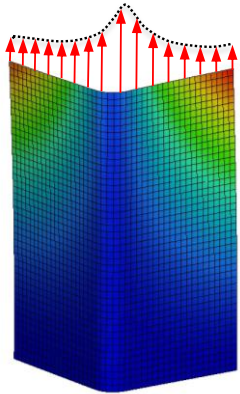
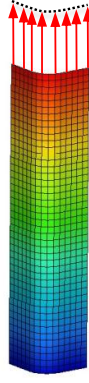
	C-Profil	L-Winkel groß	L-Winkel klein
Verformung und Spannungsverteilung			
Wirksame Querschnittsfläche [mm ²]	179	72,5	63
Flächenwirkungsgrad	0,82	0,36	1
Vordimensioniertes Kraftniveau [kN]	21,1	8,5	7,4
SEA [kJ/kg]	67	29,5	82

Bild 4.14: Zusammenfassung der Ergebnisse aus dem Konzept des wirksamen Querschnitts für die drei betrachteten Profile (MAT A) mit den charakteristischen Spannungsverteilungen sowie den wesentlichen Kennwerten.

Es zeigt sich, dass sowohl der „L-Winkel groß“ als auch das „C-Profil“ ein überlagertes Versagensverhalten aus lokalen Instabilitäten und progressiver Zerstörung aufweisen. Durch die geringe Stabilität der ebenen Flächen werden Teilbereiche nicht effizient genutzt, so dass der Flächenwirkungsgrad deutlich reduziert wird. Während beim „L-Winkel groß“ die langen seitlichen Flanken ausweichen, können Teilbereiche der Membranfläche des „C-Profils“ die notwendige Referenzspannung nicht erreichen. Da die resultierende SEA und somit die Leichtbaugüte direkt vom wirksamen Querschnitt abhängen, zeigt sich deren Abhängigkeit in stark reduzierten Kennwerten (L-Winkel groß: ~ 30 kJ/kg; C-Profil: ~ 67 kJ/kg). Im Gegensatz dazu weist der „L-Winkel klein“ aufgrund der relativ hohen lokalen Stabilität eine konstante Spannungsverteilung über den Querschnitt auf, bei dem alle knotenspezifischen Werte über der Referenzspannung liegen. Somit ist ein idealer Flächenwirkungsgrad von 1,0 gegeben. Da hierbei die komplette Querschnittsfläche effizient genutzt wird, resultiert eine im Vergleich zu den beiden anderen Profilen deutlich höhere SEA (82 kJ/kg).

4.3.3 Explizites FE-Detailmodell

Die aus dem Konzept des wirksamen Querschnitts ermittelten Kennwerte können für eine Vordimensionierung der wesentlichen Kennwerte und der entsprechenden Geometrie herangezogen werden. Aufgrund der Charakteristik des verwendeten Ansatzes (implizite FE-Analyse) beziehen sich diese Parameter jedoch vorrangig auf die Ausgangskonfiguration des Probekörpers. Stempelwegabhängige Veränderungen im Versagensverhalten, wie sie unter anderem beim Herausbrechen einzelner Teilbereiche auftreten, werden mit dem beschriebenen Modellansatz nicht berücksichtigt. Für eine weitergehende Bewertung des Bruchverhaltens werden im Folgenden daher numerische Untersuchungen mit dem in Kapitel 4.2 vorgestellten FE-Detailmodell durchgeführt. Da hierbei ein explizites Berechnungsverfahren verwendet wird, können die Versagensmechanismen über den Stempelweg analysiert und bewertet werden. Im Fokus der Untersuchungen stehen ebenfalls die drei Probekörperquerschnitte aus Kapitel 4.3.1.

Für den Modellaufbau wird der Probekörper über geschichtete Schalenelemente mit einer durchschnittlichen Kantenlänge von 0,7 mm diskretisiert. Die acht Lagen über die Bauteildicke bestehen aus überlagerten Elementen (vgl. Kapitel 4.2.2). Die Eingangswerte für die Materialkarten (FVK-, Schädigungs- und Delaminationsmodelle) basieren auf den in Kapitel 4.2.3 durchgeführten Untersuchungen (vgl. Tabelle 4.1). Der Bruchkeil wird hier über getrennte Teilelemente dargestellt, die sich zwischen Probekörper und Stempelfläche befinden. In seiner Ausgangslage liegt der Bruchkeil zwischen der vierten und fünften Schicht des Probekörpers und somit in der Mitte des Laminates. Zur Initiierung wird zudem, analog zum Versuchsaufbau, eine umlaufende Fase über eine Abstufung der Einzellagen implementiert. Die feste Einspannung der Probekörper wird über die Sperrung der translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade, die Stempelbewegung über Verschiebungsrandbedingung realisiert. Die Reibkoeffizienten sind in den entsprechenden Kontaktformulierungen definiert.

Die resultierenden Verschiebungsbilder und die zugehörigen Versagensformen sind für drei Zeitstufen in Bild 4.15 aufgezeigt. Die Teilelemente des Bruchkeils und der Stempel sind transparent dargestellt.

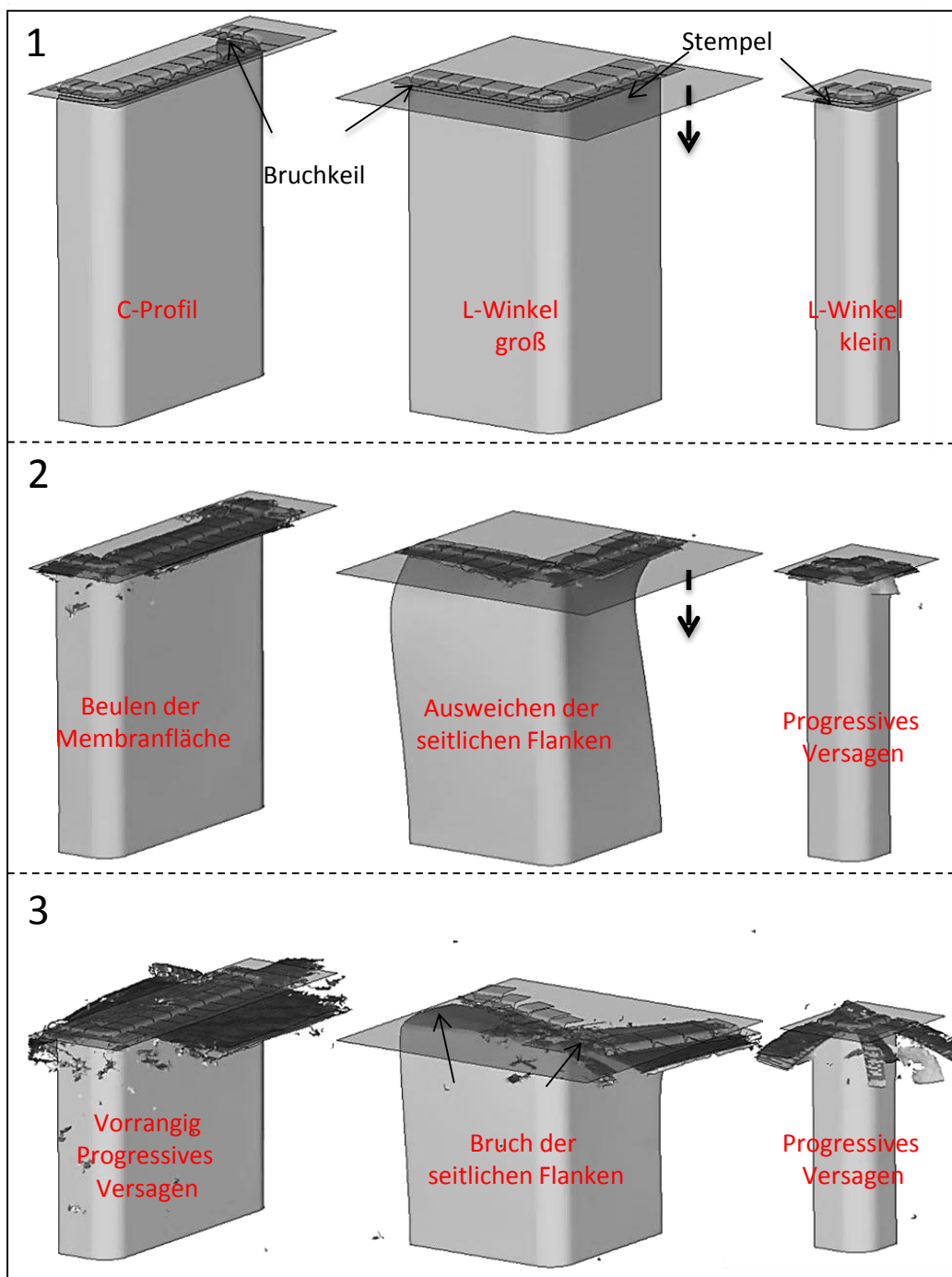


Bild 4.15: Simulation des Versagensverhaltens der drei untersuchten Probekörper mit dem expliziten FE-Detailmodell. In transparent sind jeweils der Bruchkeil und der Stempel dargestellt.

Aus der Bilderfolge wird deutlich, dass die Geometrie einen direkten Einfluss auf das Versagensverhalten des Probekörpers besitzt. Der „L-Winkel klein“ (Bild 4.15 rechts) weist in der vorliegenden Konfiguration ein progressives Versagensverhalten über den kompletten Querschnitt auf. Hierbei verbleibt der Bruchkeil in der Mitte des Laminates und „spaltet“ dieses auf. Dieser Prozess verläuft annähernd konstant über den gesamten Stempelweg. Aufgrund der Umfangsspannung bilden sich neben den Laminatbrüchen innerhalb der Bruchfront zusätzlich Längsrisse aus, so dass sich insgesamt drei charakteristische Faserbündel bilden.

Im Gegensatz dazu zeigt der „L-Winkel groß“ (Bild 4.15 Mitte) einen deutlich abweichenden Versagensmodus. Zwar verbleibt der Bruchkeil ebenfalls im Bereich des Radius im Laminat und erzeugt dort ein progressives Versagen, an den seitlichen Flanken weichen jedoch größere Teilbereiche deutlich aus, so dass diese kein kontinuierliches Versagen aufweisen. Aufgrund der Biegebelastung brechen diese Bereiche schließlich heraus, bis es zum erneuten Auftreffen der Stempelfläche auf das Laminat kommt. Das „C-Profil“ zeigt ebenfalls eine Überlagerung beider charakteristischer Versagensarten, wobei hierbei ein progressiver Versagensprozess über annähernd den kompletten Querschnitt erzielt wird. Im Verlauf der Stempelbewegung weist die mittlere Membranfläche deutliche Beulen auf, welche jedoch nicht direkt zum Herausbrechen der gesamten Fläche führen. Aufgrund der Vorgänge innerhalb der Bruchfront wird dieser Bereich soweit stabilisiert, dass er fast vollständig in einem effizienten Modus versagt.

4.3.4 Korrelation numerischer und experimenteller Ergebnisse

Ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit entsprechenden Versuchsergebnissen zeigt eine gute Übereinstimmung der wesentlichen Vorgänge. In Bild 4.16 sind die numerischen Ergebnisse (ungefiltert und mit Filter SAE600) zusammen mit jeweils zwei charakteristischen Versuchskurven dargestellt. Als Referenz sind zudem die vordimensionierten Kraftniveaus aus dem Konzept des wirksamen Querschnitts auf den betrachteten Stempelweg extrapoliert. Sowohl bei den Winkelprofilen als auch beim „C-Profil“ zeigen die Kraftverläufe eine gute Übereinstimmung mit den numerischen Ergebnissen. Beim Probekörper „L-Winkel klein“ stellt sich, analog den Simulationsergebnissen, ein progressiver Versagensmodus über den kompletten Querschnitt ein. Die resultierenden Kraftverläufe sind annähernd konstant und weisen über die Versuchsreihe eine relativ geringe Streuung auf. Sowohl die numerischen Ergebnisse des FE-Detailmodells als auch die des Konzepts des wirksamen Querschnitts zeigen ein vergleichbares Kraftniveau über den Stempelweg. Beim „C-Profil“ zeigen sich im FE-Detailmodell deutliche Beulen auf der Membranfläche, ein sprödes Versagen wird jedoch in diesem Bereich nicht erzeugt, so dass dieser Bereich in einem effizienten Modus versagt. Im Gegensatz dazu wird bei der nichtlinearen Strukturanalyse aufgrund der resultierenden Spannungsverteilung dieser Bereich nicht als wirksamer Querschnitt definiert, wodurch das Gesamtkraftniveau etwas geringer ausfällt. In den experimentellen Untersuchungen können beide Effekte beobachtet werden. In Übereinstimmung mit den Simulationsergebnissen weisen die Bereiche in den Eckradien ein ausgeprägtes progressives Versagen auf. Die Membranfläche in der Mitte zeigt unmittelbar nach Erreichen des Kraftmaximums, analog dem impliziten Modell, ein seitliches Ausweichen in diesem Bereich, wodurch das resultierende Kraftniveau auf ca. 18 kN fällt. Ab einem Stempelweg von ca. 16 mm stabilisiert sich diese Fläche jedoch und trägt wesentlich zur Gesamtenergieabsorption bei, so dass das Kraftniveau auf ca. 23 kN (vgl. explizites FE-Detailmodell ~26 kN) steigt.

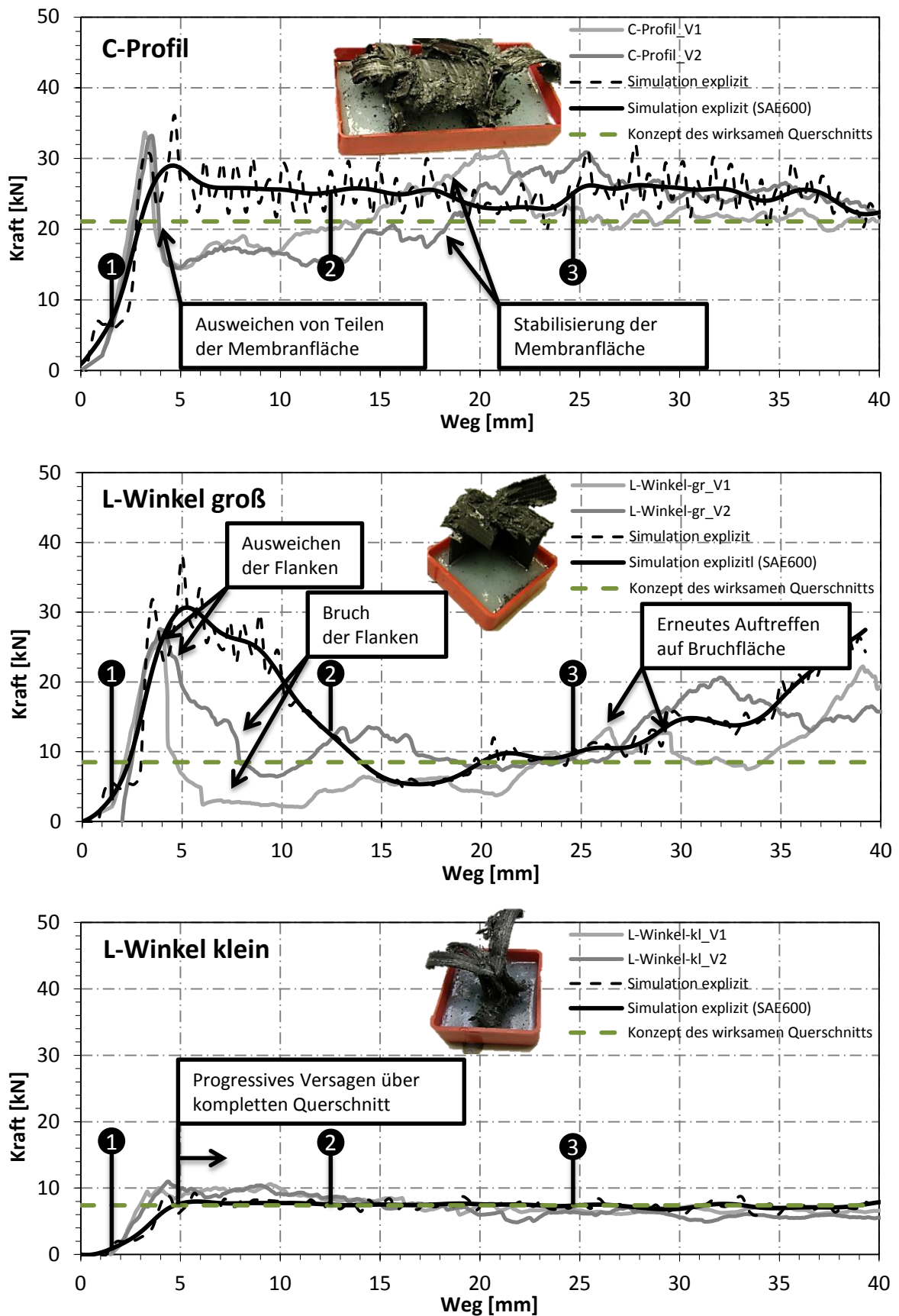


Bild 4.16: Numerische und experimentelle Ergebnisse der drei untersuchten Probekörperquerschnitte. Die numerischen Kurven des expliziten Modells (gestrichelt) sind zusätzlich gefiltert dargestellt (schwarz). Die hervorgehobenen Markierungen entsprechen den Zeitstufen aus Bild 4.15.

Der Probekörper „L-Winkel groß“ zeigt in den Versuchen ein Versagensverhalten entsprechend der numerischen Ergebnisse. Nach Erreichen des Kraftmaximums weichen die seitlichen Flanken aus, bis diese aus dem Probekörper brechen. Die Kontaktfläche reduziert sich somit auf einen Bereich unmittelbar um den Radius. Zwar zeigen alle geprüften Probekörper diese lokale Instabilität, das anschließende Kraftniveau ist jedoch über die Versuchsreihe stark streuungsbehaftet (vgl. Versuchskurven in Bild 4.16 Mitte). Im weiteren Verlauf trifft der Stempel auf die resultierende Bruchfläche, woraus ein deutlicher Kraftanstieg resultiert. Während im expliziten Detailmodell dieser Effekt gut abgebildet wird, wird dieses im Konzept des wirksamen Querschnitts aufgrund des impliziten Modellansatzes nicht dargestellt. Die resultierenden Werte weichen daher in diesem Bereich (>30 mm) von den Versuchsdaten ab.

Zur Berechnung der SEA wird der Bereich verwendet, in dem sich die wesentlichen Versagensformen zeigen. Die Initiierungsphase mit dem Kraftanstieg und dem entsprechenden Maximum wird nicht berücksichtigt. Die resultierenden Kennwerte sind im folgenden Diagramm (Bild 4.17) grafisch dargestellt.

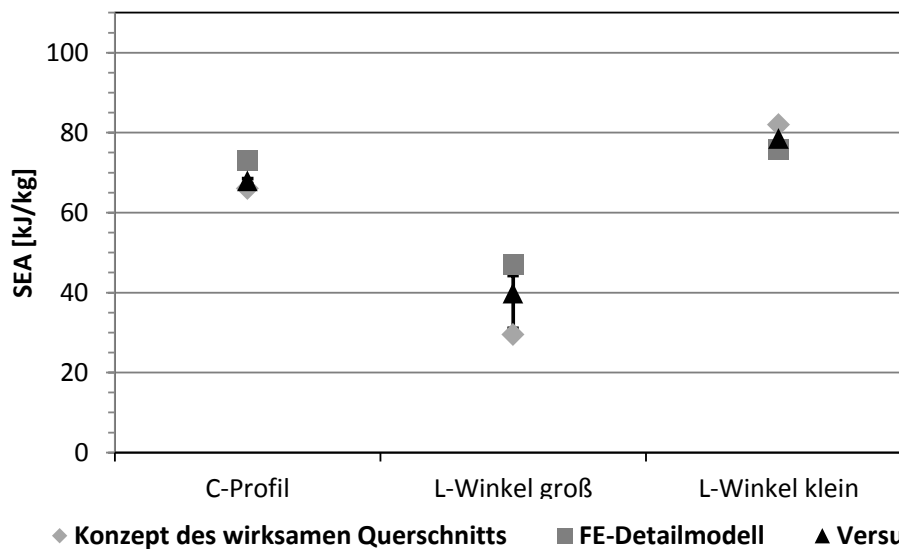


Bild 4.17: Vergleich der numerischen und experimentellen spezifischen Energieabsorption für die drei untersuchten Probekörperquerschnitte.

Deutlich zu erkennen ist die bereits beschriebene starke Abhängigkeit der SEA von der Probekörpergeometrie. Analog den Ergebnissen von Feraboli besitzt der „L-Winkel klein“ die höchsten spezifischen Kennwerte. Das „C-Profil“ (~ 68 kJ/kg) zeigt, analog zum „L-Winkel groß“ (~ 40 kJ/kg), aufgrund von Instabilitäten deutlich reduzierte Kennwerte. Die guten Übereinstimmungen mit den numerischen Berechnungen verdeutlichen den großen Einfluss von lokalen Instabilitäten und somit des wirksamen Querschnitts auf die Gesamtenergieabsorption. Sowohl das Konzept des wirksamen Querschnitts als auch das explizite FE-Detailmodell geben diese Effekte sowie den entsprechenden Einfluss auf die SEA in guter Übereinstimmung wieder.

4.4 Numerische Untersuchungen zum Einfluss interlaminarer Verstärkung

Die in Kapitel 3.4.4 vorgestellten experimentellen Untersuchungen zum Einfluss einer interlaminaren Verstärkung auf die SEA zeigen, dass die Verwendung von Aramid- und Kohlenstofffasern als Tuftingfäden einen positiven Einfluss auf die Energieaufnahme bewirkt. Um die Zunahme der SEA und die Auswirkungen einer z-Verstärkung auf die bruchmechanischen Vorgänge innerhalb der Bruchfront näher zu analysieren, werden im Folgenden Berechnungen mit dem vorgestellten expliziten FE-Detailmodell durchgeführt. Als Referenz für die Analysen dient die in Kapitel 3.3.3 untersuchte Geometrie mit Omega-Querschnitt und dem MAT A. Die z-Verstärkung wird in den vorliegenden Untersuchungen mit dem in Kapitel 3.4.4 verwendeten Aramidfasertyp und einem Stichmuster von 3 x 3 mm ausgeführt. Der FE-Modellaufbau wird analog den vorangegangenen Untersuchungen zum Geometrieinfluss durchgeführt, so dass neben den acht Einzellagen über die Laminatdicke auch die entsprechenden Delaminationsmodelle verwendet werden. Die Abbildung der Verstärkungsfäden erfolgt anhand einer definierten Knotenkopplung über die Laminatdicke (P-Link), bei der nur die Berechnungsknoten berücksichtigt werden, die entsprechend dem Stichmuster eine z-Verstärkungsstelle darstellen. Das verwendete Materialmodell weist einen bilinearen Verlauf mit einem dehnungsgesteuerten Versagenskriterium (3,5%) auf (Bild 4.18).

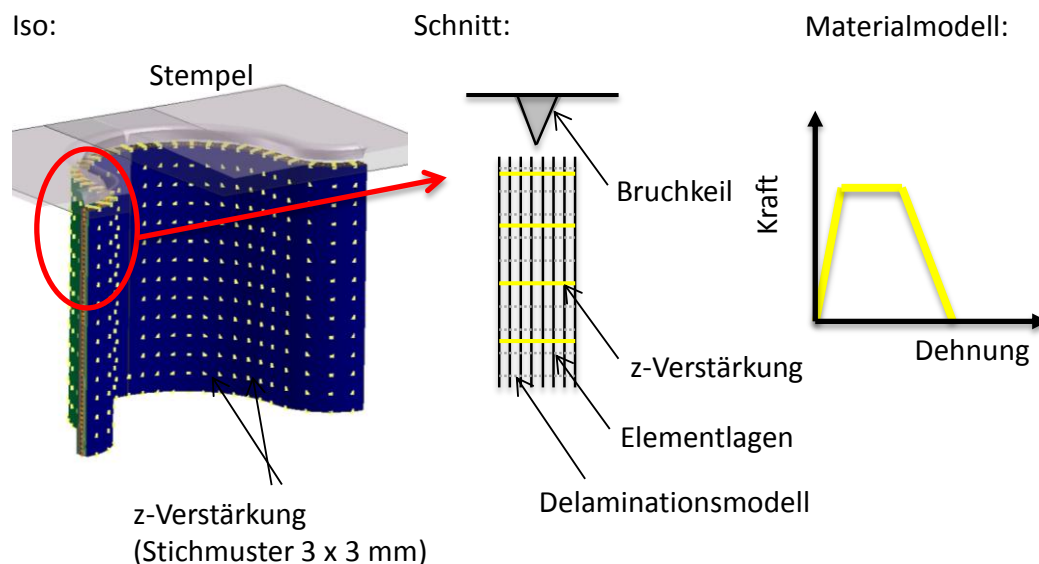


Bild 4.18: Simulationsmodell zur Untersuchung des Einflusses einer z-Verstärkung auf die SEA. Neben den acht Einzellagen und dem Delaminationsmodell werden die Verstärkungsfäden über eine Kopplung (P-Link) der entsprechenden Berechnungsknoten örtlich analog dem verwendeten Stichmuster dargestellt (siehe Punktdarstellung links im Bild).

Die Simulationsergebnisse zeigen, dass sowohl die interlaminar verstärkten als auch die Referenzprobekörper einen stabilen progressiven Versagensmodus aufweisen. Instabilitäten, wie sie beim „L-Winkel groß“ beobachtet werden können, treten aufgrund der gewählten

Probekörpergeometrie nicht auf. In beiden Fällen verbleibt der Bruchkeil innerhalb des Laminates, so dass dieses entsprechend geschädigt wird. Für die Auswertung werden die resultierenden Kraft-Weg-Kurven herangezogen und die SEA berechnet. Ein Vergleich der resultierenden Kennwerte mit den ermittelten experimentellen Daten zeigt eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse. Zwar sind die numerischen Energieabsorptionskennwerte in beiden Fällen geringfügig größer als die der Versuchsreihen (+2%), der prozentuale Zuwachs aufgrund der zusätzlichen z-Verstärkung zeigt jedoch eine gute Übertragbarkeit (Exp. +7,5%/ Sim. +6,4%) (Bild 4.19).

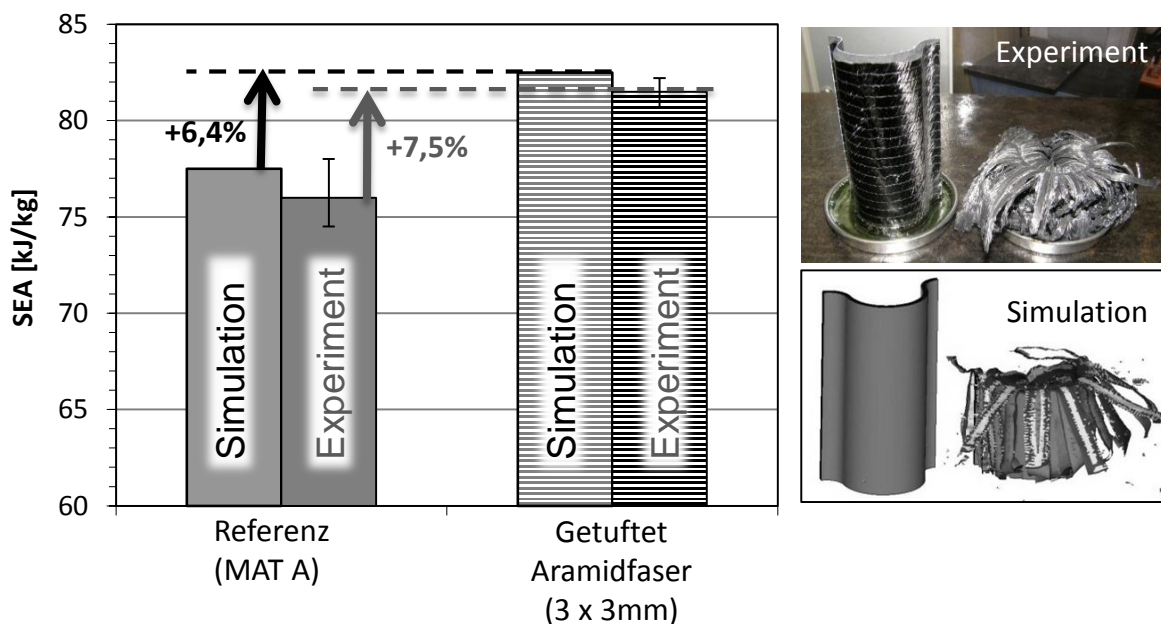
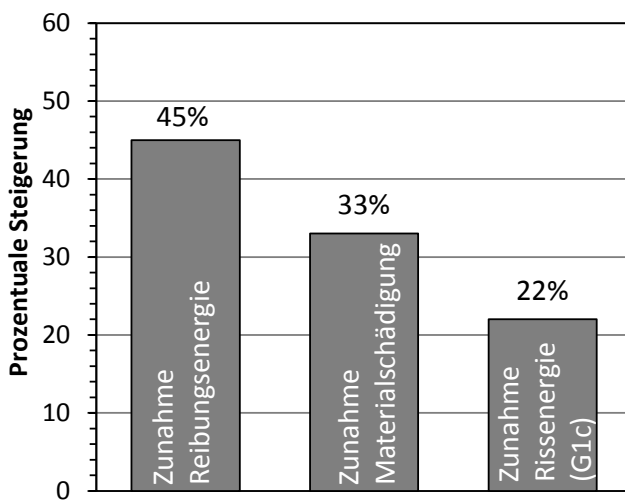


Bild 4.19: Zusammenfassung der numerisch und experimentell ermittelten SEA für ein unverstärktes (Referenz) und interlaminar verstärktes (Aramidfaser/ $3 \times 3 \text{ mm}$) Omega-Profil. Hervorgehoben sind die jeweiligen prozentualen Steigerungen, die mit einer z-Verstärkung erreicht werden.

Die Auswertung der Gesamtenergieanteile aus den numerischen Ergebnissen zeigt, dass die Zunahme der absorbierten Energie aufgrund einer interlaminaren Verstärkung nicht ausschließlich auf die gestiegene Energiefreisetzungsrates bei Delaminationen (G_{1c}) zurückzuführen ist (Bild 4.20). Zwar bewirkt die punktuelle interlaminare Verstärkung aufgrund der zusätzlich eingebrachten Verstärkungsfäden eine Erhöhung dieses Kennwertes, der Gesamtanteil an der Energieerhöhung ist jedoch mit 22% vergleichsweise gering. Einen deutlich signifikanteren Einfluss besitzen die Erhöhung der Reibung am Bruchkeil sowie die Zunahme der Materialschädigung des Laminates. Die numerischen Untersuchungen zeigen, dass aufgrund der lokal höheren Festigkeit der Tuftingfäden eine zusätzliche Kraftkomponente entsteht, die entgegen der Rissöffnung der zentralen Delamination wirkt. Dieses resultiert in einer deutlichen Erhöhung der horizontalen Kraft, welche von den Laminatbündeln auf den Bruchkeil wirkt. Dadurch bedingt steigt, unter der Annahme eines

konstanten Reibkoeffizienten am Bruchkeil, die Reibungsenergie deutlich an (vgl. Gleichung (2.7)). Eine weitere Zunahme wird zudem durch eine erhöhte Materialschädigung des Grundmaterials erzielt. Infolge der zusätzlichen Kraftkomponente am Bruchkeil werden die Einzelschichten stärker innerhalb der Bruchfront belastet, so dass hierdurch eine deutlich höhere Schädigung innerhalb der Einzelschichten resultiert. In Bild 4.20 sind die aus dem FE-Detailmodell berechneten prozentualen Energiezunahmen bezogen auf die Gesamtsteigerung der SEA durch eine Aramidfaserverstärkung (Tufting) dargestellt. Die Erhöhung der Reibung hat hierbei mit 45% den größten Anteil.

Energiezunahme durch z-Verstärkung
(aus Simulationsmodell)



Schliffbild
der Bruchfront

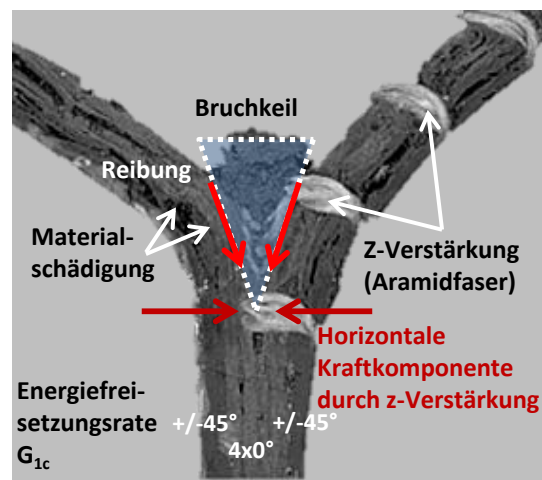


Bild 4.20: Links: Wesentliche Anteile der Energiezunahme bei z-verstärkten Bauteilen (aus Simulationsmodell für Aramidfaser / Stichmuster 3 × 3 mm). Rechts: Darstellung der relevanten Mechanismen zur Erhöhung der SEA innerhalb der Bruchfront. [Fei11a].

5 Gesamtfahrzeugtaugliche FE-Simulationsmethodik zur Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens

Bei der Craschauslegung eines Fahrzeuges kommen vorrangig zeiteffiziente Gesamtfahrzeugmodelle zum Einsatz, die entsprechend ihres expliziten Ansatzes die Vorgänge über den Crashverlauf auflösen. Aufgrund des hohen Detaillierungsgrades und den damit verbundenen Elementkantenlängen ($< 1 \text{ mm}$) des im Kapitel 4.2 vorgestellten Modellansatzes liegt der resultierende kritische Zeitschritt ($\sim 10^{-5} \text{ ms}$) aufgrund numerischer Stabilitätskriterien (vgl. Kapitel 5.1) deutlich unterhalb von aktuell typischen Werten für eine Gesamtfahrzeugsimulation. Das vorgestellte FE-Detailmodell ist daher nur für die Vordimensionierung und Analyse von einzelnen Bauteilen sinnvoll einsetzbar. Um das wesentliche Verhalten eines energieabsorbierenden Faserverbundbauteils berechnungseffizient in Gesamtfahrzeugmodelle zu integrieren, wird daher in diesem Kapitel eine Methode vorgestellt, die auf einer hybriden Modellierung mit einer Kopplung aus Schalen- und Volumenelementen basiert. Während die Volumenelemente zur Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens genutzt werden, wird ein konventionelles FVK-Schalenmaterialmodell zur Integration der schichtbasierten Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte verwendet. Durch den makroskopischen Modellansatz wird der typische Zeitschritt (im Vergleich zu schalenbasierten Modellen) nur unwesentlich beeinflusst. Somit ist die Gesamtberechnungsdauer im Vergleich zu konventionellen Modellen annähernd konstant.

5.1 Anforderungen an das Simulationsmodell

Die Craschauslegung von Fahrzeugen wird heutzutage fast ausschließlich virtuell mit Gesamtfahrzeugsimulationen durchgeführt. Zwar sind in der Vergangenheit die verfügbaren Rechnerkapazitäten angestiegen, der Anspruch und der Detaillierungsgrad an die numerischen Modelle erfordert jedoch auch feinere Diskretisierungen, die zu einer deutlichen Zunahme des Berechnungsaufwands führen. Maßgeblich hierfür sind bei einer expliziten FE-Strukturanalyse folgende beiden Faktoren:

1. Die Anzahl der Berechnungsknoten und
2. der kritische Zeitschritt.

Während die Knotenanzahl die Größe des Gleichungssystems bestimmt, ist der kritische Zeitschritt (Δt_{krit}) ein Maß für die Anzahl der Systemlösungen. Aufgrund von numerischen Stabilitätsbedingungen ist dieser über die Courant-Friedrichs-Lewy-Bedingung proportional zur kritischen Elementkantenlänge (l_{krit}) und Schallgeschwindigkeit (c) (Gleichung (5.1)).

$$\Delta t_{krit} = \frac{l_{krit}}{c} = l_{krit} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{E}} \quad (5.1)$$

Die Schallgeschwindigkeit lässt sich als Materialkennwert über die Steifigkeit E und die Dichte ρ herleiten. Für eine effiziente Gesamtfahrzeugberechnung werden aktuell typischerweise Schalenelemente mit durchschnittlichen Kantenlängen von 5 bis 10 mm verwendet. Eine Reduktion der Kantenlänge, auch nur bei einem Element, würde im Allgemeinen (ohne zusätzliche Massen- oder Steifigkeitsskalierung) die Berechnungsdauer deutlich negativ beeinflussen. Soll das energieabsorbierende Verhalten eines FVK-Bauteils in eine Gesamtfahrzeugsimulation integriert werden, ist ein Ersatzmodell zu entwickeln, das die physikalischen Vorgänge als makroskopisches Modell wiedergeben kann ohne dabei den Zeitschritt wesentlich zu beeinflussen.

Wie in Kapitel 4 gezeigt, führen Instabilitäten und daraus resultierende Sprödbrüche zu einer deutlichen Reduktion der Energieabsorption. Aufgrund der Druckbelastung kann bei entsprechenden Materialkombinationen und Geometrie ein Kollabieren des Bauteils auftreten. Dies bedeutet im Gesamtfahrzeugkontext eine deutliche Veränderung des Versagensverhaltens und muss daher modelltechnisch berücksichtigt werden. Die anisotropen Eigenschaften der Verbundsteifigkeit und -festigkeit sind daher im Bereich der tragenden Struktur entsprechend numerisch zu implementieren.

Zur Dimensionierung der abstützenden Struktur ist es entscheidend, dass die transferierten Kräfte einer energieabsorbierenden Struktur auf die dahinterliegenden Bauteile entsprechend dem Lastniveau und den Randbedingungen korrekt eingeleitet werden. Unrealistisch hohe Kraftspitzen, wie sie beispielsweise bei der Verwendung eines konventionellen FVK-Schalenmaterialmodells zur Simulation der Energieabsorption entstehen (vgl. Kapitel 2.3.2), führen zu stark abweichenden Ergebnissen.

Die Anforderungen an das Modell lassen sich wie folgt zusammenfassen:

1. Kompatibilität mit expliziten FEM-Programmen,
2. makroskopisches Modell mit effizientem stabilem Zeitschritt,
3. realistische Wiedergabe des Kraftniveaus und der Energieabsorption,
4. physikalisch sinnvolle Übergabe der Kräfte in die abstützende Struktur und
5. numerische Modellierung bei unterschiedlichen Aufprallwinkeln.

5.2 Modellaufbau und Modellierung

Für die numerische Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens wird entsprechend der auftretenden Versagensformen eine hybride Modellierung entwickelt. In Bild 2.6 ist zu erkennen, dass die energieabsorbierenden Versagensmechanismen im Wesentlichen auf einen lokalen Bereich am Impaktor beschränkt sind. Vorlaufende Schädigungen wie beispielsweise Delaminationen sind typischerweise rund 5 bis 15 mm lang. Der Bereich des Probekörpers, der sich in unmittelbarer Nähe zum auftreffenden Impaktor befindet wird als Bruchfront definiert. In dieser sind alle relevanten Mechanismen wiederzufinden, die in ihrer Summe für die Gesamtenergieabsorption verantwortlich sind. Im dahinterliegenden Verbund befinden sich unter der Annahme einer idealen progressiven Energieabsorption keine Schädigungen oder Faserbrüche. Diese Zone wird daher als ungeschädigter Bereich definiert und somit vorrangig durch die Verbundkennwerte dominiert. Als Basis dienen Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte, wie sie unter anderem in der in Kapitel 3.2 vorgestellten Vorgehensweise charakterisiert werden.

Da sich die Bereiche in ihrem Verhalten deutlich unterscheiden, wird dieses bei der Modellentwicklung berücksichtigt. Im Folgenden werden diese Bereiche daher gesondert behandelt und über ein entsprechendes Materialverhalten modelliert (Bild 5.1). Ein Umschalten zwischen den Modellen erfolgt dynamisch in Abhängigkeit der Zonendefinition.

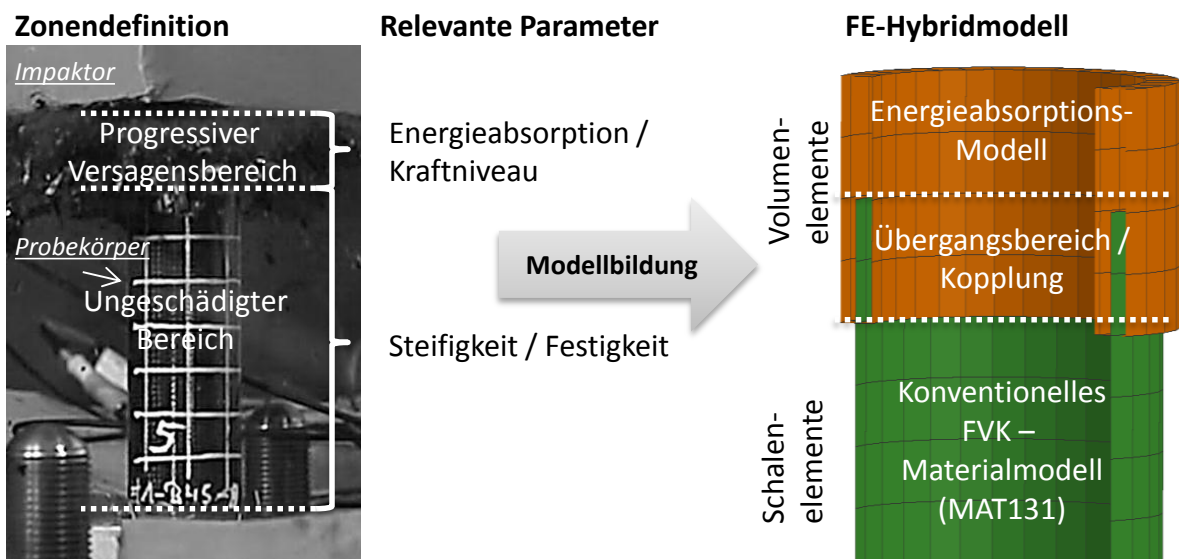


Bild 5.1: Zonendefinition der auftretenden Versagensformen (links) sowie die entsprechenden aktiven numerischen Modellierungen des Hybridmodells (Schalen- und Volumenelemente) zur Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens (rechts).

Zur numerischen Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens werden Volumenelemente verwendet, die über das Materialmodell den charakteristischen kontinuierlichen Kraftverlauf darstellen können (Kapitel 5.2.2). Im definierten Übergangsbereich (Kapitel

5.2.3) werden diese an Schalenelemente gekoppelt, die den ungeschädigten Bereich numerisch darstellen (Kapitel 5.2.1).

Das Fortschreiten der Bruchfront durch den Probekörper wird modelltechnisch über Sensoren gesteuert. Anhand von definierten Abfrageräumen wird signalisiert, wenn sich ein entsprechender Berechnungsknoten in der Bruchfront bzw. im Übergangsbereich befindet. In diesem Fall wird der Kopplungsbereich um ein finites Element weitergegeben und die Bruchfront somit erweitert. Da die verwendeten Materialmodelle der Volumenelemente ein Komprimieren ohne negativen Zeitschritteinfluss ermöglichen, werden diese nicht eliminiert und erzeugen somit ein konstantes Kraftniveau über die gesamte Elementlänge. Bild 5.2 stellt die Hybridmodellierung konventionellen Schalenmodellen gegenüber, die aufgrund der Elementelimination den kontinuierlichen Kraftverlauf nicht darstellen.

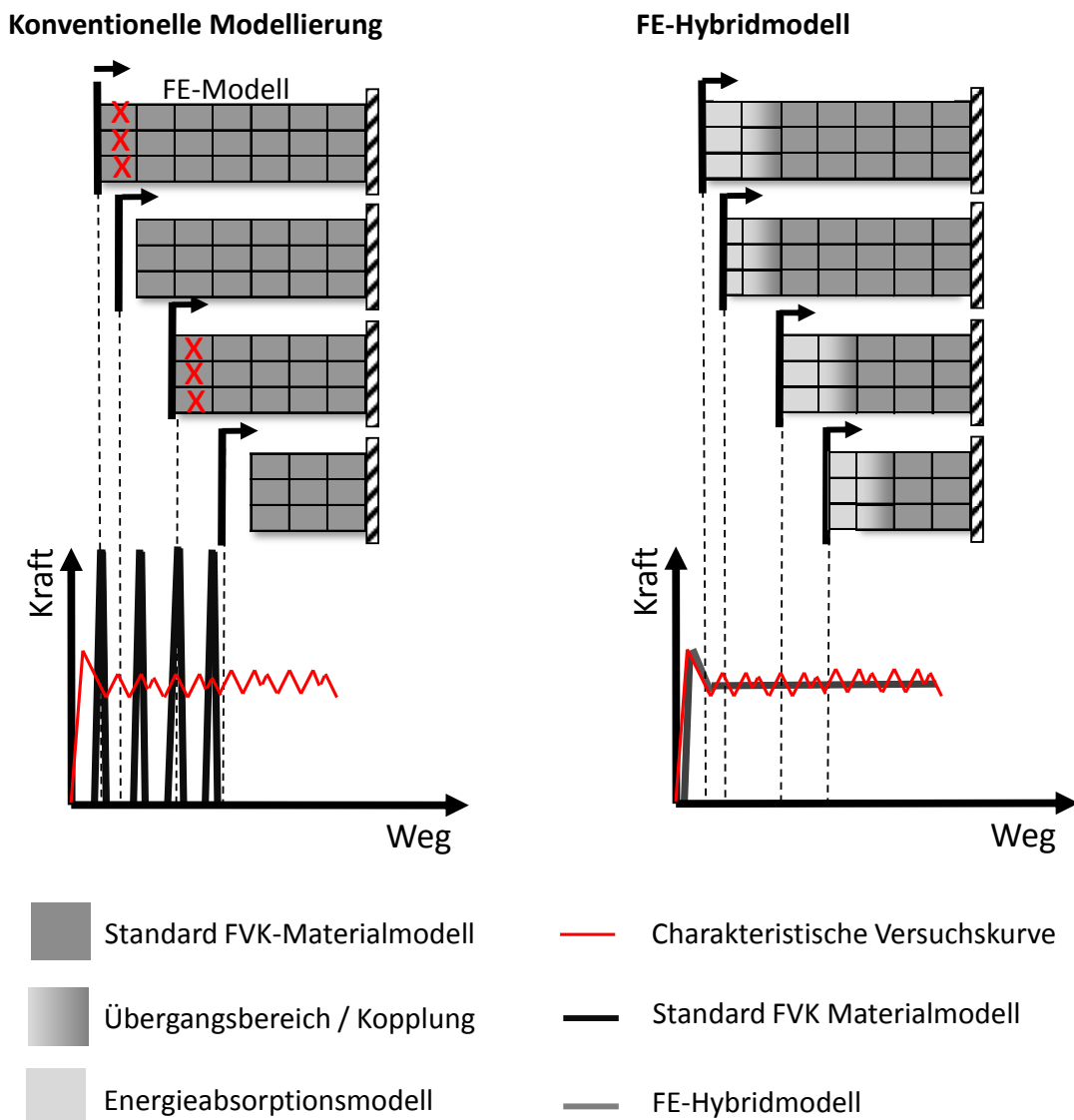


Bild 5.2: Schematische Gegenüberstellung der numerischen Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens mit einer konventionellen Schalenmodellierung (links) und dem entwickelten hybriden Modell (rechts) sowie die entsprechenden charakteristischen Kraft-Weg-Kurven.

Der helle Bereich deutet hierbei die Modellierung der Bruchfront an, die mit fortschreitendem Impaktor innerhalb des Probekörpers übergeben wird, um eine annähernd konstante Bruchfrontbreite zu halten. Die restliche Struktur wird zur Darstellung der Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte mit konventionellen FVK-Modellen dargestellt.

5.2.1 Steifigkeits- und Festigkeitsmodellierung

Für die Darstellung der Verbundeigenschaften wird ein in PAM-CRASH zur Verfügung stehendes FVK-Materialmodell (MAT131) verwendet (vgl. Kapitel 2.3.1). Sowohl die Gesamtsteifigkeit des Verbundes als auch die resultierenden Spannungen und Dehnungen werden auf Basis des benutzerdefinierten Lagenaufbaus sowie der Einzelschichtkennwerte berechnet. Die Materialdaten werden für das jeweilige verwendete Halbzeug auf eine Schicht bezogen und entsprechend in die Einzelschichtmaterialkarte (ITYP 1) implementiert. Anhand der Lagendicke und der mechanischen Kennwerte stehen somit die Verbundsteifigkeiten und die jeweiligen Festigkeiten zur Verfügung, so dass sowohl Instabilitäten als auch ein Verbundversagen dargestellt werden können. In der vorliegenden Arbeit wird zur Bewertung der Tragfähigkeit das von Tsai-Wu entwickelte Kriterium, auch bekannt als „quadratic interaction failure criterion“, verwendet [Tsa71]. Die Grundlage dafür bildet eine quadratische Gleichung (Gleichung (5.2)), die sowohl die Einzelschichtspannungen als auch die richtungsabhängigen Festigkeitswerte beinhaltet. Durch das Lösen dieser Gleichung kann ein Schichtversagen in Abhängigkeit vom Reservefaktor R bewertet werden. Wird die Versagensgrenze in einer Einzelschicht überschritten, verliert diese ihre Tragfähigkeit und wird somit aus dem Verbund gelöscht. Beim Unterschreiten eines benutzerdefinierten Restverhältnisses an Einzelschichten im Verbund wird das entsprechende finite Element eliminiert und repräsentiert somit einen Bruch des Verbundes.

$$R^2(F_{11}\sigma_1^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{66}\sigma_{12}^2) + R(F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2) \geq 1 \quad (5.2)$$

$$F_{11} = \frac{1}{F_{1z}F_{1d}} \quad (5.3)$$

$$F_{22} = \frac{1}{F_{2z}F_{2d}} \quad (5.4)$$

$$F_{66} = \frac{1}{(F_{12})^2} \quad (5.5)$$

$$F_{12} = -\frac{1}{2} \cdot \sqrt{F_{11} \cdot F_{22}} \quad (5.6)$$

$$F_1 = \frac{1}{F_{1z}} - \frac{1}{F_{1d}} \quad (5.7)$$

$$F_2 = \frac{1}{F_{2z}} - \frac{1}{F_{2d}} \quad (5.8)$$

Die Festigkeiten F werden in Faserrichtung (F_1), quer (F_2) und Schub (F_{12}) jeweils in Zug (F_z) und Druck (F_d) berücksichtigt. Die entsprechenden Kennwerte können den Versuchsdaten der Materialcharakterisierung entnommen werden.

Der sich ergebende Versagenskörper kann in Abhängigkeit der jeweiligen richtungsabhängigen Zug-, Druck- und Schubspannungen grafisch dargestellt werden (Bild 5.3). Liegt ein resultierender Spannungsvektor innerhalb dieses Körpers, bleibt die Tragfähigkeit erhalten. Beim Erreichen der Mantelfläche wird die Versagensgrenze erreicht und somit ein Einzelschichtversagen definiert. Mithilfe dieses Ansatzes ist eine Versagensbewertung bei beliebigen Spannungszuständen möglich.

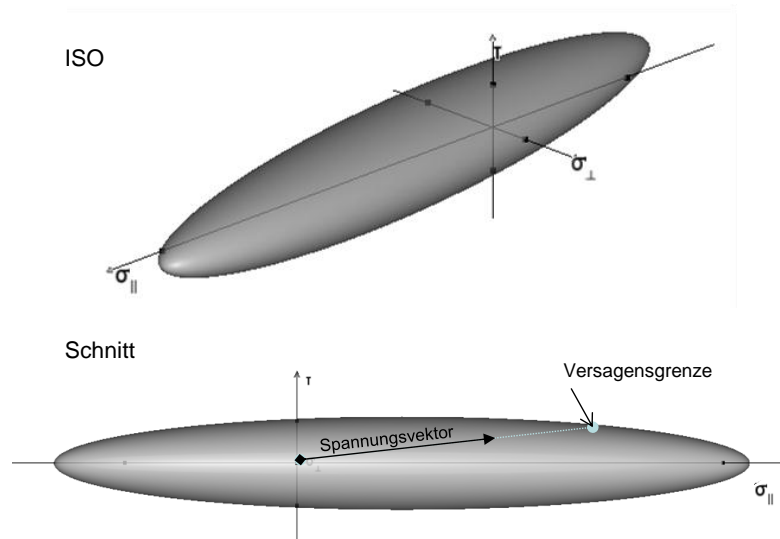


Bild 5.3: Dreidimensionaler Versagenskörper nach Tsai-Wu für eine unidirektionale Schicht des bidirektionalen Geleges der Firma Saertex mit Epoxidharz [elamX – TU Dresden].

Deutlich zu erkennen ist, dass der Körper weder symmetrisch noch an den Systemachsen ausgerichtet ist. Im Versagenskriterium wird der Einfluss der Überlagerung unterschiedlicher Spannungszustände berücksichtigt, welches sich in einer gegenüber den Achsen verdrehten Orientierung widerspiegelt. Aufgrund unterschiedlicher Festigkeiten in Zug und Druck weist der Körper zudem keine Symmetrieebenen an den Koordinatenflächen auf.

5.2.2 Modellierung des Energieabsorptionsverhaltens

Im Gegensatz zur numerischen Abbildung des ungeschädigten Bereiches werden zur Modellierung der Bruchfront Volumenelemente verwendet. Diese werden infolge des einwirkenden Impaktors komplett über ihre Länge gestaucht und erzeugen somit einen annähernd kontinuierlichen Kraftverlauf. Wenn ein Element vollständig komprimiert ist, wird das folgende Element genutzt. Das verwendete bilineare Materialmodell ist in Bild 5.4 für die Druckbelastung an einem Element dargestellt.

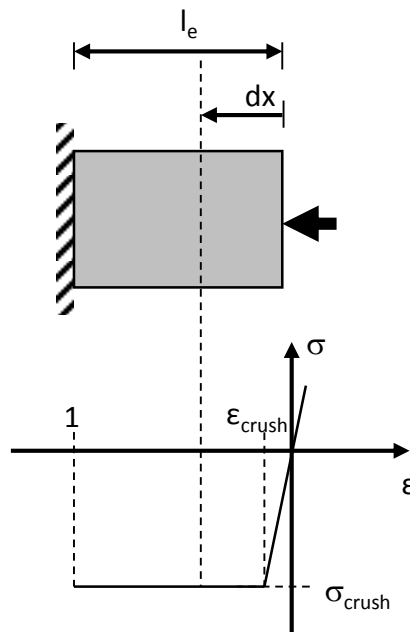


Bild 5.4: Verwendetes bilineares Materialmodell zur Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens [Böh10].

Der mathematische Zusammenhang zwischen Dehnung und Spannung ist über das Tangentenmodul $E_{Tangente}$ und die Crushingspannung (Gleichung (5.10)) definiert.

$$\varepsilon = \frac{dx}{l_e} \quad (5.9)$$

$$\sigma = E_{Tangente} \cdot \varepsilon = \begin{cases} E_0 \cdot \varepsilon & \text{wenn } \varepsilon < \varepsilon_{crush} \\ E_0 \cdot \varepsilon_{crush} & \text{wenn } \varepsilon \geq \varepsilon_{crush} \end{cases} \quad (5.10)$$

Aufgrund der hohen Deformationen innerhalb der Bruchfrontmodellierung entstehen große Elementverzerrungen und sehr kleine charakteristische Elementkantenlängen. Um einen negativen Einfluss auf den Zeitschritt bzw. die numerische Stabilität zu vermeiden, werden die Elemente mit der „frozen metric“-Option [PAM11] verwendet. Diese, derzeit ausschließlich für Volumenelemente implementierte Option bewirkt, dass bei einachsiger Stauchung die

Volumenelemente als Kompressionsfedern mit einer definierten Federsteifigkeit k dargestellt werden. Der daraus resultierende Zeitschritt Δt_{Feder} ist über die Knotenmasse und die Federsteifigkeit (Gleichung (5.11)) definiert und somit unabhängig von der Elementkantenlänge l . Die entsprechenden Elemente können daher über ihre Länge komprimiert werden ohne dabei numerische Stabilitätskriterien zu verletzen (Bild 5.5).

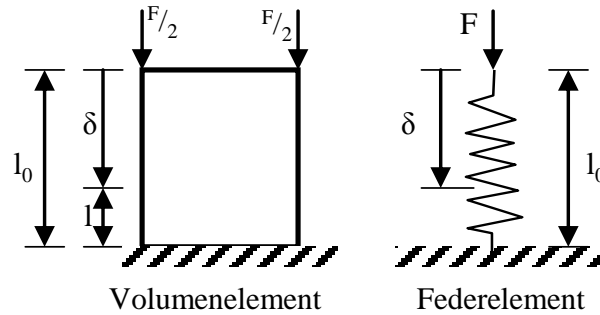


Bild 5.5: Darstellung der „frozen metric“-Option zur Vermeidung von numerischen Instabilitäten infolge großer Elementdeformation. Kompressionsfeder zur Darstellung des Verhaltens eines Volumenelementes unter Druck [PAM11].

$$\Delta t_{Feder} = \sqrt{\frac{2 \cdot m}{k}} \quad (5.11)$$

Die Kalibrierung des Materialmodells erfolgt anhand der normierten mittleren Kennwerte aus den Versuchsdaten mit dem entsprechenden Material. Der wesentliche Parameter ist hierbei die auf die Querschnittsfläche normierte Kraft, d.h. die Crushingspannung. Wird die Dicke der Volumenelemente entsprechend der Probekörperwandstärke gewählt, kann über die Definition des Elastizitätsmoduls E_0 und der Dehnung ε_{crush} diese direkt definiert werden (Gleichung (5.12)).

$$\sigma_{crush} = E_0 \cdot \varepsilon_{crush} \quad (5.12)$$

Wird eine abweichende Elementdicke verwendet, ist dieses bei der Definition der Materialparameter über das Verhältnis von Probendicke t_{Probe} zur Elementdicke $t_{Element}$ zu berücksichtigen. Die entsprechende Dehnung ergibt sich gemäß Gleichung (5.13).

$$\varepsilon_{crush} = \frac{\sigma_{crush}}{E_0} \cdot \frac{t_{Probe}}{t_{Element}} \quad (5.13)$$

Die Kraftüberhöhung bei der Initiierung des Energieabsorptionsverhaltens (Triggerung) wird über eine zusätzliche überlagerte Volumenelementreihe zu Beginn des Probekörpers realisiert. Das entsprechende Materialverhalten ist in Bild 5.6 dargestellt.

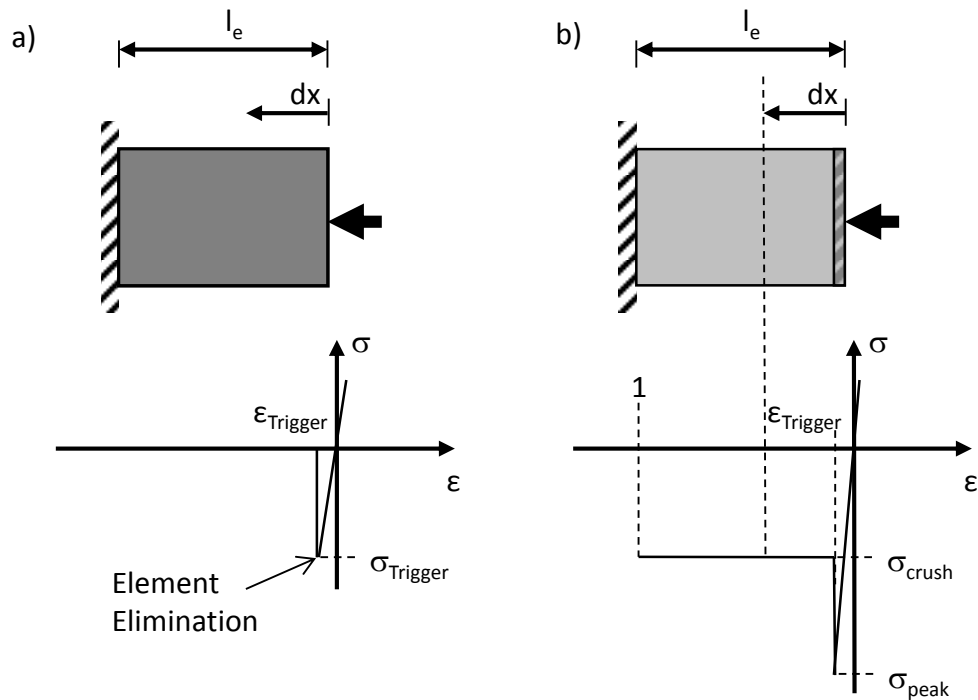


Bild 5.6: Darstellung der Lastüberhöhung infolge der Initiierung des energieabsorbierenden Verhaltens. a) Volumenelement zur Implementierung der spezifischen zusätzlichen Triggerlast. b) Resultierender Verlauf aus der Elementüberlagerung für die erste Elementreihe.

Beim Überschreiten einer definierten Dehngrenze wird das überlagerte Element gelöscht, so dass nur noch die Elemente zum progressiven Versagen aktiv sind (Bild 5.6b). Die entsprechenden Kennwerte werden auf Basis der experimentell bestimmten Lastüberhöhung LU über die Versagensdehnung im Materialmodell definiert (Gleichung (5.14)).

$$\epsilon_{Trigger} = (LU - 1) \cdot \epsilon_{crush} \quad (5.14)$$

5.2.3 Darstellung des Übergangsbereiches

Innerhalb des Übergangsbereiches wird der Kraftfluss von der Bruchfront auf die restliche Tragstruktur, d.h. modelltechnisch von Volumen- auf die Schalenelemente gewährleistet. Dies wird durch eine gekoppelte Verschiebungsbedingung der Knoten übereinanderliegender Elemente erreicht. Um ein stabiles Umschalten zwischen den aktiven Elementen zu erreichen, wird der Übergabebereich über zwei Elementreihen realisiert. Daher ist kontinuierlich mindestens eine Reihe gekoppelt, wodurch künstlich induzierte Schockwellen innerhalb des Bauteils minimiert werden. Bild 5.7 zeigt schematisch die Übergabe der Modellierungen zu diskreten Berechnungspunkten $t_0 \Rightarrow t_2$.

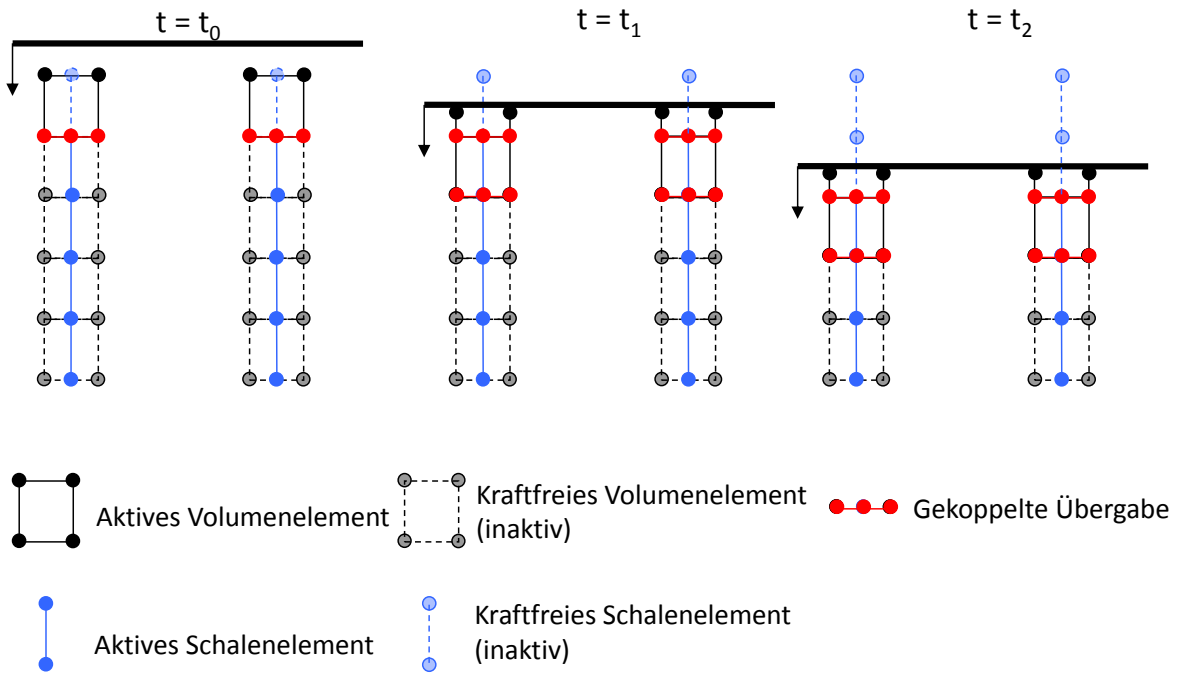


Bild 5.7: Prinzipdarstellung zur Wirkweise der Hybridmodellierung. Während die Volumenelemente im Kontakt zum Impaktor stehen, können die kraftfreien Schalenelemente diesen durchdringen. Der Kraftfluss wird über eine Kopplung über zwei Elementreihen realisiert. Die kraftfreien Schalen- und Volumenelemente werden als inaktiv definiert [Böh10].

Vor dem Auftreffen des Impaktors ($t=t_0$) ist bereits eine Reihe gekoppelt (rote Markierung in Bild 5.7). Unmittelbar vor dem Kontakt wird eine weitere Reihe gekoppelt, um den Kraftfluss auf die Schalenelemente (blau) und eine homogene Übergabe zu gewährleisten. Zum Zeitpunkt $t=t_1$ werden die ersten Volumenelemente komprimiert, wodurch ein konstantes Kraftniveau erzielt wird. Beim weiteren Fortschreiten des Impaktors wird der gekoppelte Bereich um eine Elementreihe weitergegeben, so dass die zweite Elementreihe im Kontakt steht. Die freigewordenen Schalenelemente (hellblau) sind kraftfrei und werden somit aus Struktursicht als inaktiv definiert.

Zur Definition der Zoneneinteilung wird jedem Knoten der Hybridmodellierung eine Abfragebedingung zugewiesen, mit der bewertet wird, ob sich das zugehörige Element bereits in der Bruchfront oder in der Übergabezone befindet. Als Referenz dient der Abstand vom Knoten zum Impaktor, welcher bei jedem durchgeführten Berechnungsschritt abgefragt wird. Erreicht der Impaktor einen Abfrageraum, wird daraufhin die Übergabezone verschoben. In Bild 5.8 sind schematisch die Abfrageräume eingezeichnet sowie die daraus resultierenden Kopplungen. Zur besseren Übersichtlichkeit werden hier nur die Knoten der Schalenelemente aufgezeigt. Modelltechnisch wird eine Suchfunktion von drei Knoten (einer des Schalen- und die beiden Randknoten des Volumenelementes) realisiert. Daraus resultiert ein annähernd elliptischer Abfrageraum. Die farbliche Kodierung entspricht der Zugehörigkeit der jeweiligen Knotengruppe.

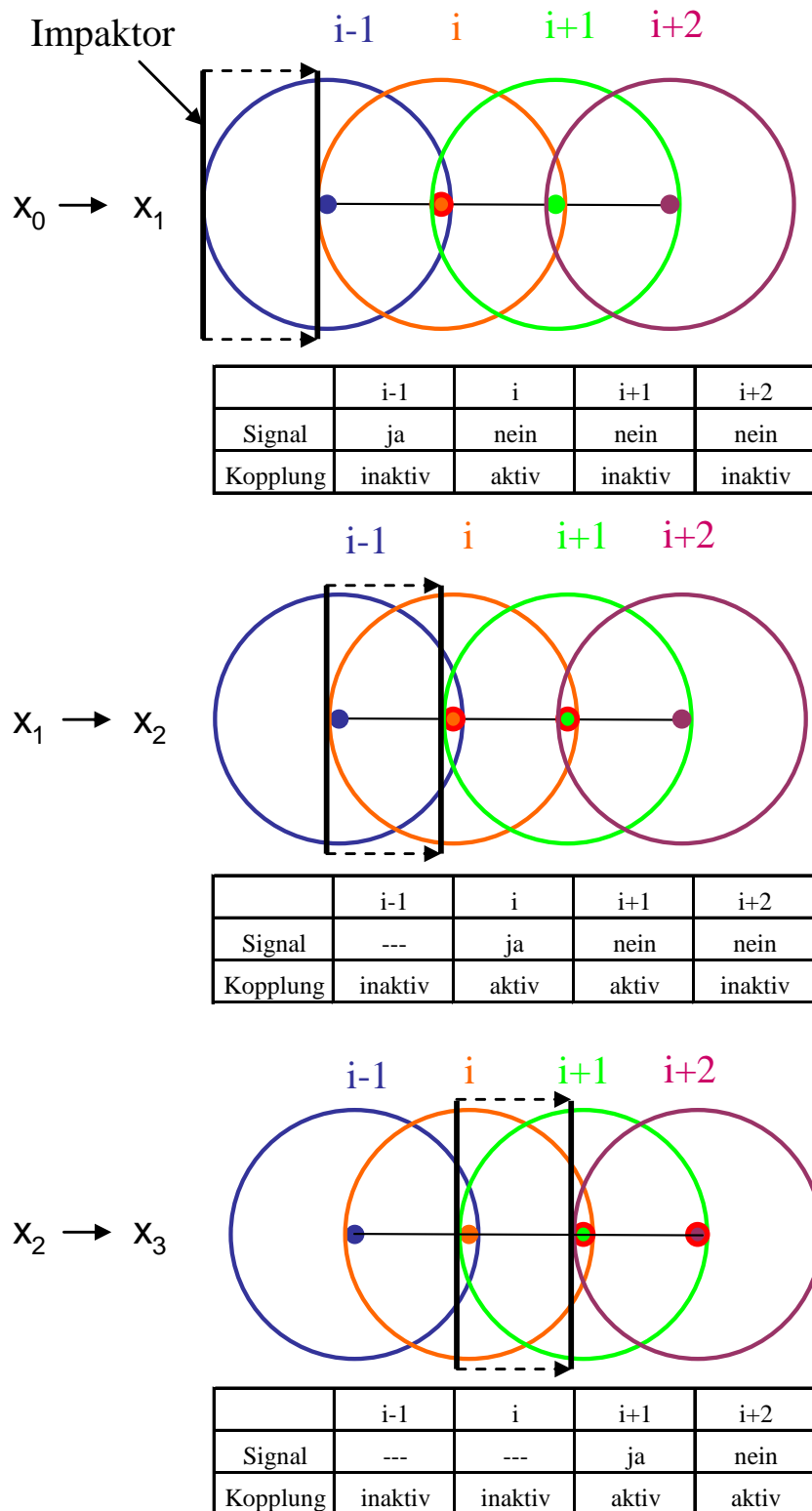


Bild 5.8: Schematische Darstellung der Zonendefinition sowie der Zuweisung der Abfrageräume und die zugehörigen Kopplungen [Böh10].

Um die Kopplung an der Stelle $i+1$ zu aktivieren, wird das Signal des Abfrageraums i verwendet. Respektive wird zur Freigabe an der Stelle i das Signal aus dem Abfrageraum $i-1$ benötigt.

Aufgrund der knotenbasierten Übergabe werden die Bruchfront und der Übergabebereich lokal definiert, so dass eine Unabhängigkeit von der Impaktorgeometrie und dem Aufprallwinkel erreicht werden kann.

5.3 Modellkonfiguration

Zur Validierung und Konfiguration der Modellierung werden im Folgenden Versuche an Rohrprobekörpern durchgeführt und mit entsprechenden Simulationen korreliert. Neben der reinen axialen Belastung werden zusätzlich Schrägaufprallversuche und partielle Stauchungen untersucht, um das Modell hinsichtlich der Aussagekraft bei diesen komplexeren Belastungsfällen zu validieren.

Die experimentellen Untersuchungen werden an Rohrprobekörpern mit einem Lagenaufbau von $[\pm 45^{\circ}_3, 0^{\circ}_7, \pm 45^{\circ}_4]$ durchgeführt. Bei den außen liegenden Lagen handelt es sich um ein Leinwandgewebe (Sigratex Prepreg CE 8208-165-45S) [SGL08], während die inneren Lagen aus unidirektionalem Material (HS150 EE24 REM Carbon) [Saa08] aufgebaut sind. Die Proben sind aus Prepregmaterialien auf einem Kern mit einem Durchmesser von 46 mm hergestellt. Die Wanddicke liegt bei durchschnittlich 2,8 mm und der FVG bei gemittelten 46%.

5.3.1 Axialer Aufprall

Die axialen Stauchversuche werden mit einer Prüfgeschwindigkeit von 15 mm/min und somit als quasi-statisch durchgeführt. Zur Initiierung ist eine umlaufende 45°-Fase an einem Ende des Prüfkörpers angebracht. Als Prallplatte wird eine ebene Stahlplatte verwendet. Während der Versuche werden die resultierende Kraft und der Traversenweg aufgezeichnet.

Die Simulationen werden mit einer durchschnittlichen Kantenlänge von 5 mm durchgeführt. Die annähernd quadratischen Volumenelemente sind im vorderen Bereich des Probekörpers überlagert, um die bereits beschriebene Kraftüberhöhung darzustellen. Die Materialkennwerte für die Einzelschichten werden auf Basis der verfügbaren Herstellerangaben [SGL08] [Saa08] für das entsprechende Material berechnet. Die Probengeometrie und -konfigurationen sind so gewählt, dass kein sprödes Versagen innerhalb des ungeschädigten Bereiches auftritt. Die Parameter für die Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens sowie für die Kraftüberhöhung sind aus den Auswertungen der axialen Versuche entnommen und auf die verwendete Modellierung übertragen (vgl. Kapitel 5.2). Tabelle 5.1 fasst die wesentlichen Kennwerte der entsprechenden Modelle zusammen.

Tabelle 5.1: Zusammenfassung der Eingangsgrößen zur Simulation des Energieabsorptionsverhaltens der geprüften Rohrprobekörper.

Einzelschicht	Energieabsorption		Kraftüberhöhung	
UD-Lage	E_1	98 GPa	σ_{crush}	118 GPa
	E_2	7 GPa		
	G_{12}	3,8 GPa		
Gewebe	E_1	60 GPa		
	E_2	60 GPa		
	G_{12}	4 GPa		

Die experimentellen und numerischen Ergebnisse sind in Bild 5.9 ungefiltert und über die Querschnittsfläche normiert dargestellt. Hierbei zeigen alle Probekörper ein stabiles Energieabsorptionsverhalten mit annähernd konstantem Kraftniveau. Zur besseren Übersicht ist jeweils eine charakteristische Versuchs- und Simulationskurve dargestellt.

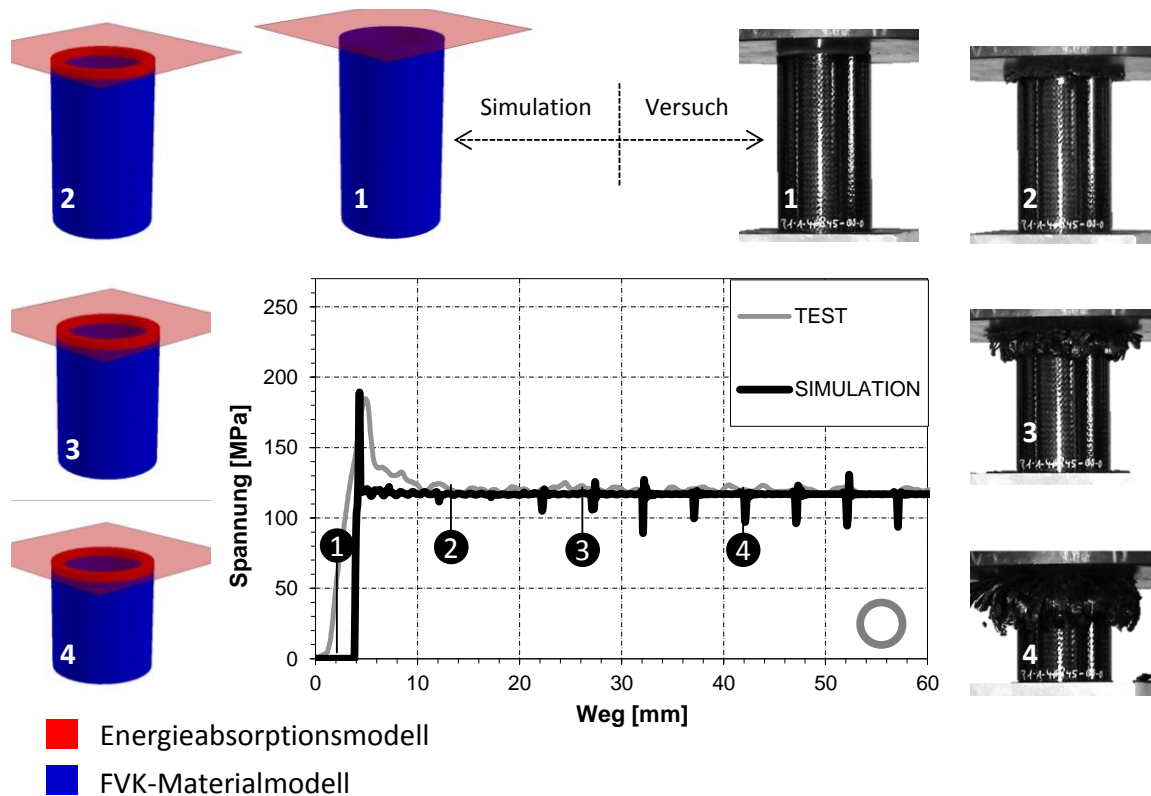


Bild 5.9: Experimentelle (grau) und numerische (schwarz) Ergebnisse untersuchter Rohrprobekörper. Der rot markierte Bereich entspricht den Volumenelementen (Energieabsorptionsmodell), der blau markierte den Elementen zur Darstellung der Steifigkeit und Festigkeit (FVK-Materialmodell).

In Bild 5.9 zeigen die numerischen Ergebnisse leichte Kraftauschläge, die auf die Zonenübergabe innerhalb des numerischen Modells zurückzuführen sind. Der resultierende Einfluss auf die Gesamtenergieabsorption ist jedoch vergleichsweise gering.

5.3.2 Schrägaufprall

Um die Aussagegüte der Modellierung hinsichtlich der Simulation des energieabsorbierenden Verhaltens bei einem Schrägaufprall zu untersuchen, werden im Folgenden experimentelle Ergebnisse und die entsprechenden Simulationen vorgestellt.

Abhängig von der jeweiligen Unfallsituation können verschiedene Aufprallszenarien entstehen, die unterschiedliche Belastungen im Bauteil hervorrufen [Krö02]. Bild 5.10 zeigt zwei potenzielle Unfallsituationen sowie die entsprechenden Lastfälle für einen idealisierten Fahrzeuglängsträger.

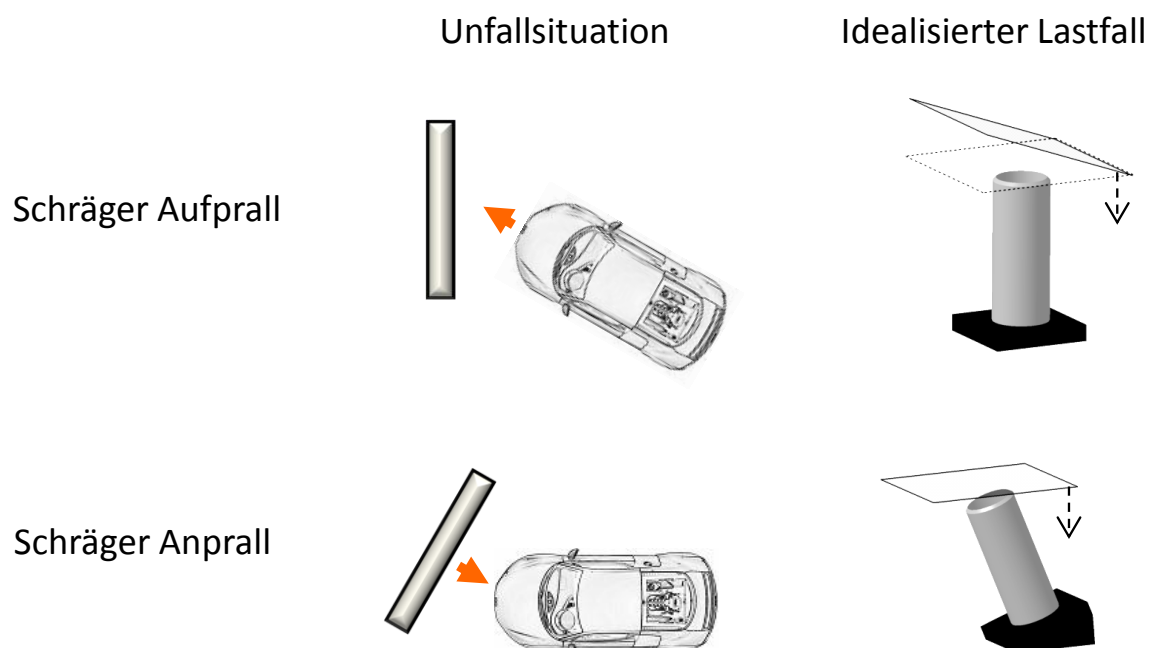


Bild 5.10: Mögliche Unfallsituationen, die eine schräge Belastung auf einen Längsträger bewirken sowie die untersuchten entsprechenden idealisierten Lastfälle.

Im Folgenden werden beide Lastfälle näher betrachtet. Die freie Länge der Probekörper wird mit 100 mm so gewählt, dass kein Versagen an der Einspannung auftritt und somit ein progressives Versagensverhalten erzielt wird.

Um unterschiedliche Anstellwinkel zu untersuchen, werden die Versuche und die entsprechenden Simulationen mit $\alpha=0^\circ$, 10° und 20° durchgeführt. Zur Initiierung wird analog der axialen Versuche eine umlaufende 45° -Fase angebracht.

Der Versuchsaufbau sowie die numerischen Modelle sind in Bild 5.11 zusammen mit den entsprechenden flächennormierten Ergebnissen dargestellt.

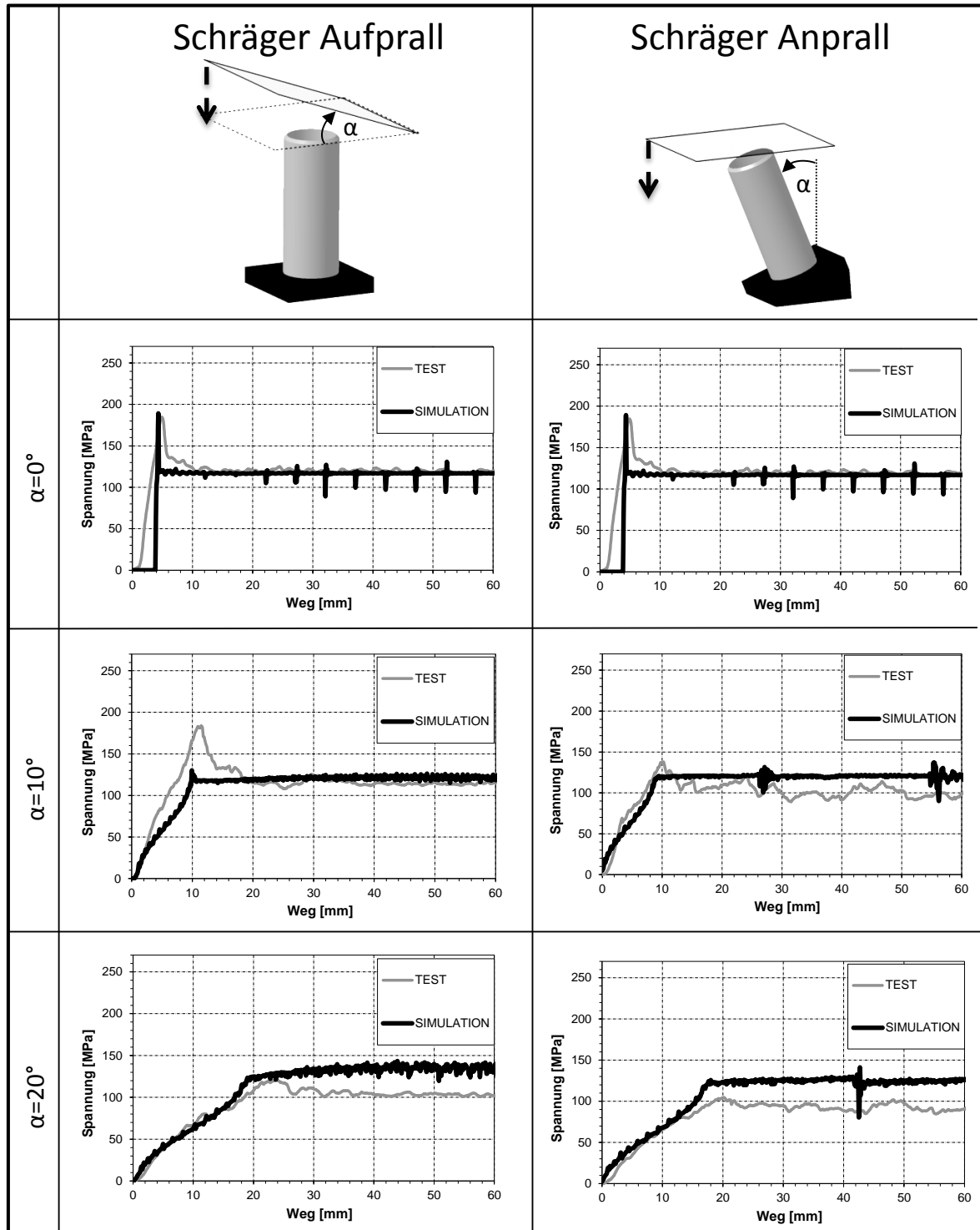


Bild 5.11: Zusammenfassung der experimentellen (grau) und numerischen (schwarz) Ergebnisse für die betrachteten Lastfälle a) schräger Aufprall und b) schräger Anprall mit variierendem Anstellwinkel.

Die untersuchten Probekörper zeigen ein stabiles Energieabsorptionsverhalten ohne im Einspannungsbereich zu versagen. Eine Zunahme des Anstellwinkels des Probekörpers bzw. des Impaktors bewirkt hierbei eine deutliche Reduktion der auftretenden Maximalspannung, welches ebenfalls in den numerischen Modellen beobachtet werden kann. Der sich anschließende Kraftverlauf zeigt eine relativ konstante und schwingungsarme Charakteristik.

Für den Lastfall mit $\alpha=10^\circ$ liegt das normierte Kraftniveau beim schrägen Anprall um ca. 15% und beim Aufprall um ca. 8% unter den vergleichbaren Kennwerten der reinen axialen Belastungen. Der Vergleich der Versuchskurven mit den entsprechenden Simulationsergebnissen zeigt eine relativ gute Korrelation. Sowohl die Initiierungsphase als auch das konstante Kraftniveau können in guter Übereinstimmung dargestellt werden. Wird der Anstellwinkel auf 20° erhöht, zeigt sich eine Veränderung der Vorgänge innerhalb der Bruchfront. Zwar ist der progressive Versagensbereich weiterhin auf eine lokale Zone nahe des Impaktors beschränkt, jedoch bildet sich kein durchgängiger Bruchkeil, der das Laminat „spaltet“ (vgl. Bild 2.5). Der Verbund wird hierbei vorrangig über die komplette Wanddicke umgebogen und dadurch geschädigt. Die fehlende Reibung am Bruchkeil sowie die größeren Biegeradien im Vergleich zum axialen Stauchen führen zu einer Reduktion der spezifischen Kennwerte gegenüber dem axialen Lastfall. Aufgrund des makroskopischen Modellansatzes können diese Vorgänge numerisch nicht im Detail dargestellt werden, wodurch das Energieabsorptionsniveau zu hoch ausfällt. Der direkte Vergleich der experimentellen Kurven mit den berechneten Ergebnissen zeigt jedoch qualitativ eine gute Übertragbarkeit der Ergebnisse. Sowohl der Initiierungsbereich als auch das konstante Kraftniveau werden im Simulationsmodell wiedergegeben. Die Abweichung im Kraftniveau beträgt in diesem Fall ca. 20 bis 25% gegenüber den Versuchskurven.

Um die Belastungen innerhalb der abstützenden Struktur näher zu analysieren, werden im Folgenden semianalytische Ansätze [Böh10] zur Beschreibung der auftretenden Kräfte für den schrägen Aufprall abgeleitet und mit den Simulationsergebnissen korreliert. Als Grundlage dienen Versuchsergebnisse und Ansätze aus der technischen Mechanik.

Zur Beschreibung der Kraftflüsse wird der Stauchvorgang prinzipiell in die folgenden Bereiche unterteilt:

Bereich 1: Anlaufphase mit ansteigendem Querschnitt und

Bereich 2: Konstante Kontaktfläche.

Die Länge der einzelnen Bereiche ist unter anderem vom Anstellwinkel abhängig. Die resultierende prinzipielle Bereichsunterteilung sowie die freigeschnittenen Kräfte am Stempel sind in Bild 5.12 schematisch dargestellt.

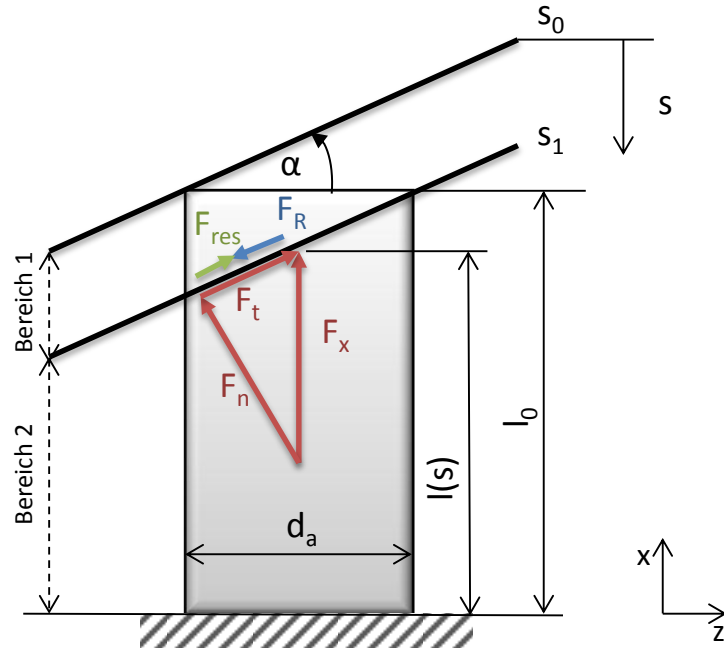


Bild 5.12: Darstellung der Bereichsunterteilung und freigeschnittene Kräfte im Kontaktbereich Stempel und Probekörper beim schrägen Aufprall an einen Rohrprobekörper [Böh10].

Die Stauchlänge s_1 , ab der die komplette Querschnittsfläche der Rohrprobe mit dem Impaktor im Kontakt steht und somit den Bereichsübergang definiert, lässt sich aus dem Außendurchmesser d_a sowie dem Aufprallwinkel α nach Gleichung (5.15) berechnen.

$$s_1 = d_a \cdot \tan(\alpha) \quad (5.15)$$

Bei zunehmender Stauchlänge im Bereich 1 steigt die projizierte Kontaktfläche A_{Kontakt} in Abhängigkeit von der Stempelposition an. Die Zunahme wird im Folgenden zur Vereinfachung als lineare Abhängigkeit von der Stempelposition s und dem Winkel α approximiert.

$$A_{\text{Kontakt}}(s) = A_{\text{max}} \cdot \frac{s}{d_a \cdot \tan(\alpha)} \quad (5.16)$$

Im Grenzbereich entspricht die projizierte Kontaktfläche der maximalen Querschnittsfläche. Diese kann aus den geometrisch bekannten Abmaßen der runden Probekörper wie folgt berechnet werden:

$$A_{\text{max}} = \pi \cdot d_m \cdot t = \pi \cdot \frac{d_a + d_i}{2} \cdot t = \pi \cdot (d_i + t) \cdot t \quad (5.17)$$

Für die Bestimmung der Kräfte wird angenommen, dass eine konstante Crushingspannung über dem gesamten Stauchweg vorliegt. Diese wird aus den durchgeführten axialen Versuchen

mit den Rohrprobekörpern entnommen und entspricht somit den verwendeten Parametern für das FE-Hybridmodell. Die Kraftkomponente in Rohrlängsrichtung lässt sich somit über diesen Kennwert und die Kontaktfläche herleiten (Gleichung (5.18)).

$$F_x(s) = \sigma_{crush} \cdot A_{Kontakt}(s) = \sigma_{crush} \cdot \pi \cdot (d_i + t) \cdot t \cdot \frac{s}{d_a \cdot \tan(\alpha)} \quad (5.18)$$

Über eine Komponentenzerlegung werden die Anteile normal und tangential zur Stempelfläche berechnet (Gleichung (5.19) (5.20)).

$$F_t(s) = F_x(s) \cdot \sin(\alpha) \quad (5.19)$$

$$F_n(s) = F_x(s) \cdot \cos(\alpha) \quad (5.20)$$

Unter der Annahme der Coulomb'schen Reibung an der Stempelfläche kann diese über den Reibkoeffizienten und die entsprechende Anpresskraft bestimmt werden. Der Kraftvektor zeigt hierbei entgegen der eigentlichen Verschiebungsrichtung und ist wie folgt definiert:

$$F_R(s) = \mu \cdot F_n(s) = F_x(s) \cdot \cos(\alpha) \quad (5.21)$$

Die resultierende Kraft, die entlang der Kontaktfläche wirkt, ergibt sich gemäß Gleichung (5.22) als Differenz der beiden Einzelkräfte:

$$F_{res}(s) = F_t(s) - F_R(s) = F_x(s) \cdot (\sin(\alpha) - \mu \cdot \cos(\alpha)) \quad (5.22)$$

Zur Bestimmung der Biegebelastungen infolge der Interaktion zwischen Stempel und Probekörper wird die resultierende Kraft im Kontaktbereich in die z-Komponente des globalen Koordinatensystems zerlegt.

$$F_z(s) = F_{res}(s) \cdot \cos(\alpha) = F_x \cdot (\sin(\alpha) \cdot \cos(\alpha) - \mu \cdot \cos^2(\alpha)) \quad (5.23)$$

Aufgrund der Krafteinwirkung entsteht eine Biegebelastung innerhalb der abstützenden Struktur. Diese setzt sich aus einer exzentrisch angreifenden Stauchlast sowie einer Biegung infolge der Querkraft zusammen. Da im Bereich 1 der Kraftangriffspunkt abhängig von der Stempelposition und somit nicht im elastischen Schwerpunkt des Probekörpers angreift, resultiert ein zusätzliches Moment infolge der exzentrischen Krafteinleitung. Dieses kann unter der Annahme der linearen Approximation der Kontaktflächenzunahme wie folgt bestimmt werden:

$$M_{01}(s) = F_x(s) \cdot \left(\frac{d_a}{2} - \frac{1}{2} \cdot \frac{s}{\tan(\alpha)} \right) \quad (5.24)$$

Die maximale Momentenbelastung an der Einspannung infolge der Biegekraft wird in Abhängigkeit von der Probelänge angegeben (Gleichung (5.25)). Die Vorzeichensetzung entspricht hierbei der Konvention eines Rechtssystems.

$$M_{02}(s) = -F_z(s) \cdot (l_0 - s) \quad (5.25)$$

Aus der Überlagerung beider Beziehungen wird die resultierende Belastung wie folgt ermittelt:

$$M_0(s) = M_{01}(s) + M_{02}(s) \quad (5.26)$$

Unter Berücksichtigung des Widerstandsmomentes wird schließlich eine verbundspezifische resultierende Ersatzspannung im Bauteil bestimmt (Gleichung (5.27)).

$$\sigma_B(s) = \pm \frac{M_0(s)}{W} \quad (5.27)$$

Daraus ergeben sich die resultierenden Druck- (Gleichung (5.28)) und Zugspannungen (Gleichung (5.29)) infolge der Momentenbelastung wie folgt:

$$\sigma_{B,D}(s) = \frac{M_0(s)}{W} = \frac{M_0(s)}{I} \cdot \frac{d_a}{2} = \frac{M_0(s) \cdot d_a}{\frac{\pi}{2} \cdot \left[\left(\frac{d_a}{2} \right)^4 - \left(\frac{d_i}{2} \right)^4 \right]} \quad (5.28)$$

$$\sigma_{B,Z}(s) = -\frac{M_0(s)}{W} = -\frac{M_0(s)}{I} \cdot \frac{d_a}{2} = -\frac{M_0(s) \cdot d_a}{\frac{\pi}{2} \cdot \left[\left(\frac{d_a}{2} \right)^4 - \left(\frac{d_i}{2} \right)^4 \right]} \quad (5.29)$$

Zur Berechnung der gesamten resultierenden Belastungen an der Einspannung muss die flächennormierte Stauchlast einbezogen werden. Diese wird mittels einer Superposition der verbundspezifischen Spannungen infolge der Biegebelastung überlagert.

$$\sigma_D(s) = -\frac{F_x(s)}{A_{wirk}(s)} = -\sigma_{crush} \cdot \frac{s}{d_a \cdot \tan(\alpha)} \quad (5.30)$$

$$\sigma_{res,D}(s) = \sigma_D(s) + \sigma_{B,D}(s) \quad (5.31)$$

$$\sigma_{res,Z}(s) = \sigma_D(s) + \sigma_{B,Z}(s) \quad (5.32)$$

Die Dehnungen lassen sich über den mittels der CLT berechneten verbundspezifischen Elastizitätsmodul ermitteln.

$$\varepsilon_D(s) = \frac{\sigma_{ges,D}(s)}{E} \quad (5.33)$$

$$\varepsilon_Z(s) = \frac{\sigma_{ges,Z}(s)}{E} \quad (5.34)$$

Für den Bereich 2 wird die analytische Betrachtung aufgrund des konstanten Querschnittes vereinfacht. Die Berechnungen beziehen sich lediglich auf eine konstante Kontaktfläche, die den gesamten Probekörperquerschnitt umfasst. Es ergibt sich somit für die Druckspannung und die Stauchlast:

$$\sigma_D = -\sigma_{crush} \quad (5.35)$$

$$F_x = \sigma_{crush} \cdot A_{max} \quad (5.36)$$

Im Bereich 2 liegt zudem der Kraftangriffspunkt im elastischen Schwerpunkt, so dass keine zusätzlichen Biegemomente infolge einer exzentrischen Krafteinwirkung hervorgerufen werden. Die resultierende Belastung kann daher über die Biegelast und das entsprechende Moment bestimmt werden (Gleichung (5.37)). Die Spannungen und Dehnungen können daher analog dem Bereich 1 ermittelt werden.

$$M_0(s) = -F_z \cdot (l_0 - s) = -F_x \cdot (\sin(\alpha) \cdot \cos(\alpha) - \mu \cdot \cos^2(\alpha)) \quad (5.37)$$

In Bild 5.13 sind die resultierenden Dehnungen nahe der Einspannung für die untersuchten Lastfälle mit den Anstellwinkeln von 10° und 20° über den Stauchweg dargestellt. Zur Auswertung werden zwei gegenüberliegende Positionen betrachtet. Während in der ersten Zone (Druckseite) sich die Druckspannungen der axialen Kraft und der Momentenbelastung überlagern, ergibt sich in der gegenüberliegende Zone (Zugseite) eine Überlagerung von Zug- (infolge Momentenbelastung) und Druckspannung (axiale Kraft). Die analytischen Referenzkurven werden mit den oben beschriebenen Gleichungen berechnet. Für die Auswertung der experimentellen Ergebnisse werden die Daten von Dehnmessstreifen an den entsprechenden Stellen entnommen. Die Darstellung der numerischen Kurven basiert auf den Dehnungsergebnissen des FE-Hybridmodells der entsprechenden Elemente nahe der Einspannung.

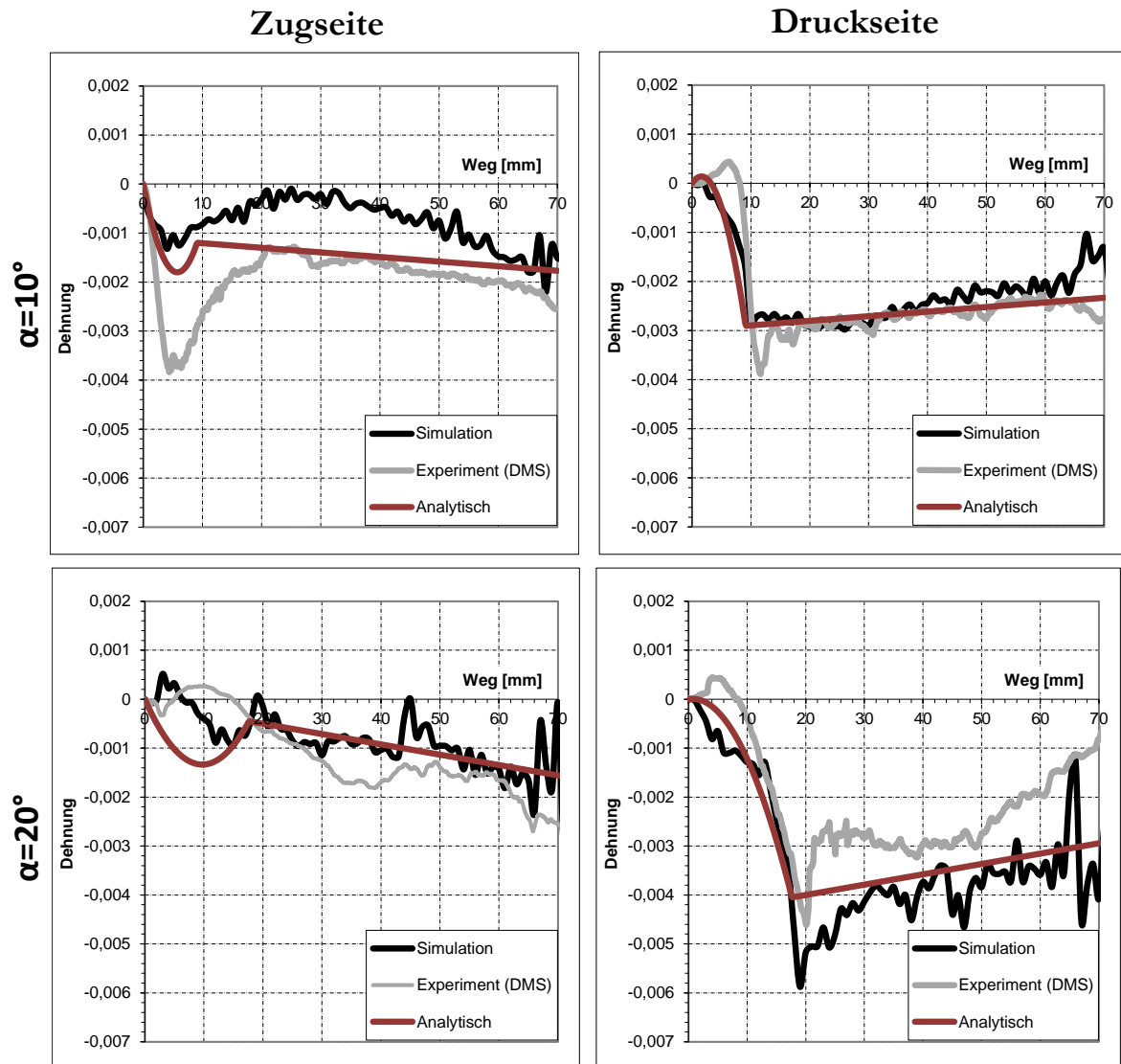


Bild 5.13: Numerische (schwarz), analytische (braun) und experimentelle (grau) Dehnungsverläufe für die Lastfälle $\alpha=10^\circ$ und $\alpha=20^\circ$ an zwei gegenüberliegenden Positionen (Zug- und Druckseite) nahe der Einspannung.

Aus Bild 5.13 geht hervor, dass es sich in den untersuchten Lastfällen fast ausschließlich um Druckspannungen handelt. Zwar ist eine deutliche Entlastung auf der Zugseite infolge der Momentbelastung zu erkennen, die Druckspannungen der axialen Komponente überwiegen hierbei jedoch. Die in Bild 5.12 dargestellte Bereichsunterteilung zeigt sich zudem bei den numerischen und experimentellen Dehnungskurven. Erst wenn die maximale Kontaktfläche erreicht wird, stellt sich ein annähernd linearer Dehnungsverlauf ein. Aufgrund der Zunahme des Traversenwegs reduziert sich der Hebelarm zwischen Kraftangriffs- und Auswertepunkt, so dass eine lineare Entlastung auf der Druck- und eine entsprechende Zunahme der Dehnung auf der Zugseite resultiert. Die Korrelation der Ergebnisse zwischen Simulation und Experiment ist hierbei für die entsprechenden Auswertepunkte relativ gut. Sowohl die absoluten Werte als auch das globale charakteristische Verhalten der Dehnungen über den

Weg können mit dem Hybridmodell dargestellt werden. Lediglich beim Lastfall von 20° zeigt sich auf der Druckseite eine im Vergleich zum Versuch erhöhte Dehnung (ca. 30%).

5.3.3 Partielles progressives Versagen

Neben einem möglichen schrägen An- oder Aufprall können energieabsorbierende Strukturen in einem realen Crashvorgang partiell von umliegenden Bauteilen oder der Barriere beaufschlagt werden. Wie in Kapitel 3.3 an ebenen Probekörpern gezeigt, können FVK-Bauteile bei dieser Belastung ebenfalls einen progressiven Versagensmodus aufweisen und somit signifikant Energie absorbieren. Aufgrund des lokalen Versagensverhaltens bildet sich die Bruchfront unterhalb des auftreffenden Stempels aus, während die restliche Struktur annähernd ungeschädigt ist. Entsprechend der Stempelgeometrie wird das Laminat am Interaktionsbereich getrennt, so dass die Intrusionen nur partiell in das Bauteil reichen.

Um dieses Verhalten in eine numerische Berechnung zu implementieren, ist zu gewährleisten, dass einerseits die einzelnen Elemente unabhängig voneinander funktionieren und andererseits eine Beeinflussung der Nachbarelemente aufgrund von Schubbelastung unterbunden wird. Hierfür werden die Kennwerte des entsprechenden energieabsorbierenden Materialmodells so gewählt, dass ein lokales Versagen ohne Interaktion mit der restlichen Struktur möglich ist. In Bild 5.14 ist die prinzipielle Wirkweise der Modellierung inklusive der knotenbasierten Abfrageräume zur Bruchfronterkennung dargestellt. Wird ein Impaktor detektiert, so wird nur lokal unterhalb der überdeckten Elemente umgeschaltet. Im Interaktionsbereich entstehen aufgrund der partiellen Intrusionen große Verzerrungen, da die nicht beanspruchten Elemente in ihrer Ausgangsposition verbleiben. Wird eine definierte Schubverzerrung überschritten, werden die entsprechenden Elemente eliminiert.

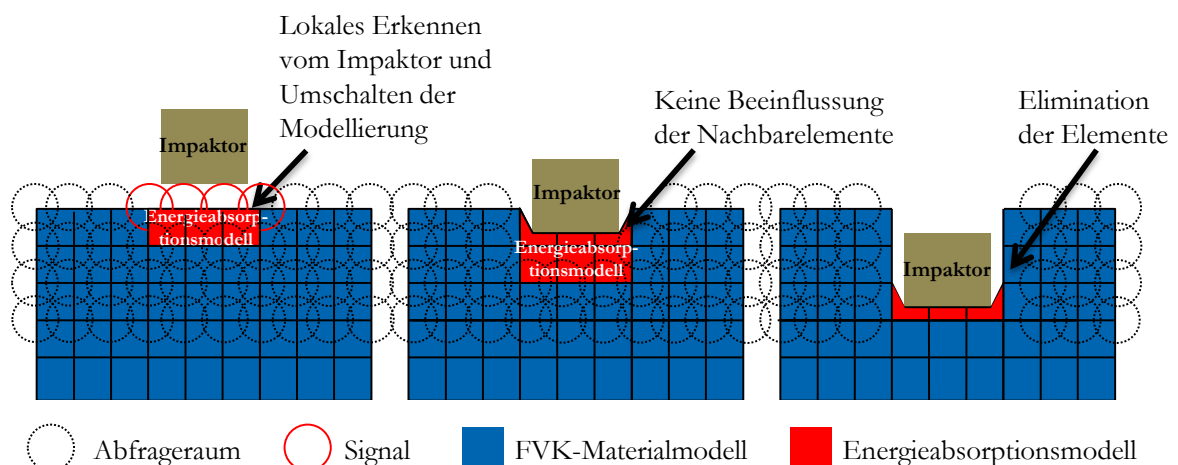


Bild 5.14: Wirkweise der Hybridmodellierung beim partiellen progressiven Versagen. Aufgrund des lokalen Versagens entstehen große Schubverformungen im Randbereich, wodurch Elemente im Interaktionsbereich eliminiert werden. Das Energieabsorptionsmodell ist nur unterhalb des Einwirkungsbereiches aktiv.

Zur Validierung werden Rohrprobekörper analog der Versuchsreihen zum Schrägaufprall verwendet. Eine Initiierung der axial belasteten Proben wird durch eine umlaufende 45°-Fase realisiert. Im Gegensatz zu den bereits vorgestellten Untersuchungen wird die Stempelgeometrie angepasst, so dass 50% des Rohrquerschnitts überdeckt sind. Die Versuche werden quasi-statisch an eingespannten Probekörpern durchgeführt. In Bild 5.15 und Bild 5.16 sind die experimentellen und numerischen Ergebnisse dargestellt sowie das entsprechende Versagensbild. Die resultierenden Kräfte sind hierbei auf den Ausgangsquerschnitt normiert.

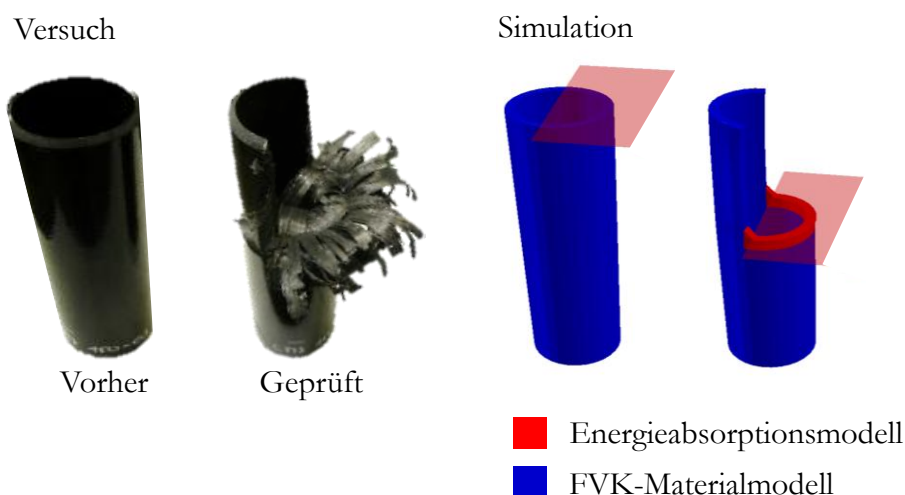


Bild 5.15: Qualitative Gegenüberstellung der experimentellen (links) und der numerischen (rechts) Ergebnisse der Probekörper vor und nach einer halbseitigen Belastung durch einen Stempel.

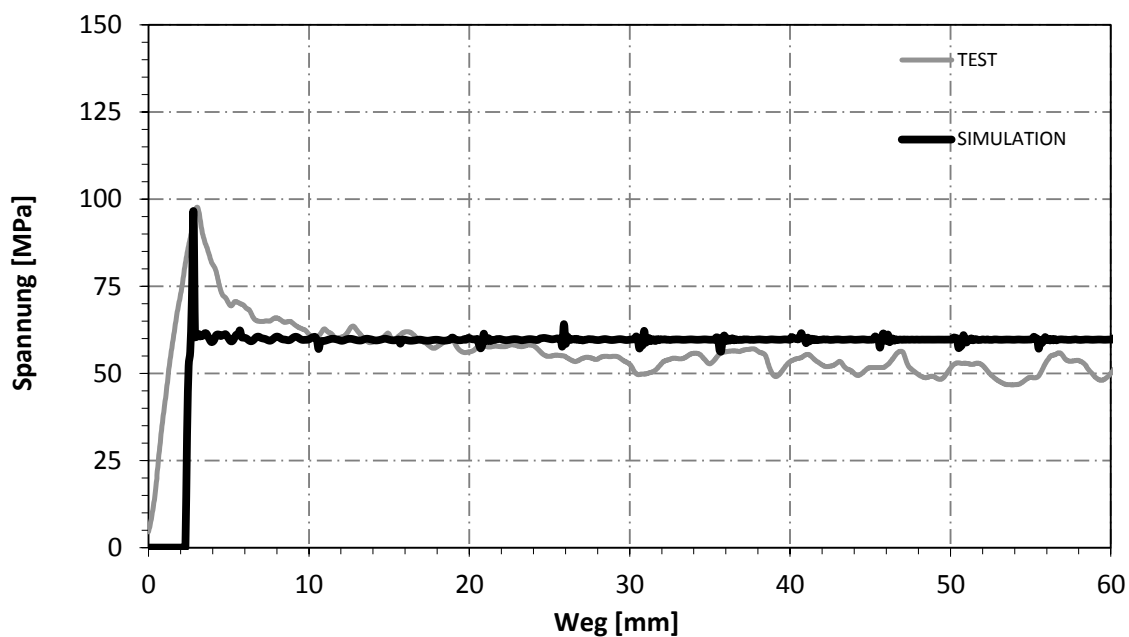


Bild 5.16: Experimentelle (grau) und numerische (schwarz) Ergebnisse der untersuchten halbseitig belasteten Rohrprobekörper.

Analog den Untersuchungen an ebenen Probekörpern (Kapitel 3.3) zeigt sich ein progressives Versagensverhalten unmittelbar unterhalb des Stempels. Das charakteristische Auftrennen der einzelnen Lagen sowie der Bruchkeil sind im geprüften Bereich deutlich zu erkennen. Der restliche Bereich der Probe (außerhalb der Stempelfläche) verbleibt annähernd unbeschädigt. An den Interaktionen entsteht eine klare Bruchlinie, die vertikal über die Prüflänge verläuft. Ein ähnliches Verhalten zeigt sich in numerischen Analysen, bei denen, vergleichbar zu den Experimenten, nur die im Kontakt befindliche Seite komprimiert wird. Die SEA und die Spannungsverläufe sind hierbei in guter Übereinstimmung (Bild 5.16).

Zusammenfassend zeigt sich, dass sowohl die Versuchsreihen zum Schrägaufprall als auch die Untersuchungen mit partieller Belastung eine gute Korrelation der Simulationsergebnisse mit den entsprechenden experimentellen Ergebnissen aufweisen. Insbesondere bei Winkelbereichen unterhalb 20° weisen das globale Kraftniveau und die Strukturbelastungen eine sehr gute Übereinstimmung auf. Belastungen über 20° können aufgrund des makroskopischen Modellansatzes zu einer erhöhten Energieabsorption und Laminatdehnung führen (+30%). Aufgrund des hybriden Modellansatzes können zur Implementierung des Energieabsorptionsverhaltens Elementkantenlängen verwendet werden, wie sie unter anderem in typischen Gesamtfahrzeugsimulationen derzeit Anwendung finden (5 - 10 mm). Der charakteristische Zeitschritt und somit Gesamtberechnungsaufwand wird daher im Vergleich zu konventionellen Modellen nur geringfügig beeinflusst.

6 Anwendung und Validierung der Auslegungsmethodik

Die in den vorherigen Kapiteln beschriebenen Methoden zur Kennwertermittlung, der Vorauslegung sowie der Simulation von energieabsorbierenden Strukturen werden im Folgenden für eine durchgängige Auslegungskette verwendet. Für die Vorauswahl und Charakterisierung eines Laminates werden die in Kapitel 3.3 vorgestellten Versuchsergebnisse zum Energieabsorptionsvermögen verwendet. Zur Ermittlung der Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte werden die genormten Prüfverfahren herangezogen und entsprechend für das vorliegende Material ausgewertet (vgl. Kapitel 3.2). Die so ermittelten Materialparameter werden anschließend in die Vorauslegungsmethode überführt, welche neben der Vordimensionierung mittels des Konzepts des wirksamen Querschnitts auch die explizite numerische Berechnung mit dem FE-Detailmodell beinhaltet. Im Rahmen der Validierung wird ein limitierter Bauraum definiert, wie er unter automobilspezifischen Randbedingungen denkbar ist. Mithilfe der vorgestellten Dimensionierungsmethoden werden insbesondere Verbesserungspotenziale bei der Bauteilquerschnittdefinition identifiziert, um innerhalb des vorgegebenen Bauraums eine möglichst hohe spezifische Energieabsorption und das gewünschte Lastniveau darzustellen. Die so ermittelten Potenziale werden beim Entwurf eines Profils berücksichtigt, wodurch eine deutliche Steigerung der SEA (+40%) gegenüber einem gewichtsgleichen Bauteil erreicht wird.

Ausgehend von diesem Profil werden Untersuchungen zum Verhalten eines komplexeren energieabsorbierenden Bauteils durchgeführt. Hierbei werden neben zusätzlichen lokalen Verstärkungsmaßnahmen, die mögliche Krafteinleitungsbereiche darstellen, auch Bohrungen für potenzielle Anbindungen in das Bauteil eingebracht. Um die Einflüsse auf das Energieabsorptionsverhalten näher analysieren und bewerten zu können, wird die gesamtfahrzeugtaugliche hybride Simulationsmethode verwendet. Hierbei sind vorrangig die Veränderung des Lastniveaus infolge der Wandstärkenvariation und die Bewertung der abstützenden Struktur hinsichtlich eines möglichen Versagens von Interesse. Die Simulationsergebnisse zeigen hierbei eine gute Übereinstimmung mit den entsprechenden Validierungsversuchen. Sowohl die Veränderungen des mittleren Kraftniveaus als auch der daraus resultierende Bruch innerhalb der abstützenden Struktur können mit diesem Modell wiedergegeben werden. Diese Erkenntnisse werden abschließend für den Entwurf und die Berechnung eines FVK-Vorderwagens in einer ASF-Struktur genutzt.

6.1 Randbedingungen und Material

Aufgrund konstruktiver Randbedingungen, die sich durch die Fahrzeugarchitektur ergeben, ist der Bauraum für Karosseriebauteile teilweise eingeschränkt. Da diese jedoch vorrangig die Crashesicherheit und die Komforteigenschaften des Fahrzeuges definieren, ist die Funktionsabsicherung von entscheidender Bedeutung. Um kostenintensive Prototypenversuche zu minimieren und zeiteffiziente Iterationsschleifen durchzuführen, werden die Bewertung und Optimierung der Bauteileigenschaften mittels numerischer Verfahren durchgeführt. Im Folgenden werden daher die entwickelten Methoden für die Auslegung von energieabsorbierenden Bauteilen unter automobilen Randbedingungen verwendet. Als Referenz dient hierbei ein beispielhafter Bauraum (Bild 6.1), der die Grenzkontur für ein energieabsorbierendes Bauteil vorgibt. Neben den äußeren Abmaßen ist das mittlere Lastniveau ein entscheidender Parameter zur Dimensionierung von energieabsorbierenden Elementen. Im vorliegenden Fall wird eine durchschnittliche Kraft von rund 60 kN als Auslegungsziel definiert. Für die folgenden Untersuchungen liegt die Bauteillänge bei 180 mm.

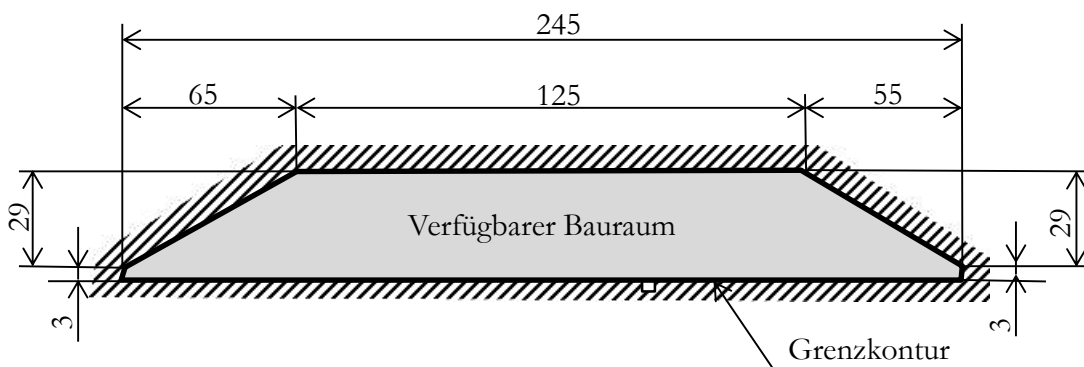


Bild 6.1: Querschnitt des verfügbaren Referenzbauraums zur Auslegung und Optimierung einer beispielhaften energieabsorbierenden Struktur. Maße sind in Millimeter angegeben.

Der verwendete Lagenaufbau und die Halbzeuge entsprechen den bereits hinsichtlich der Steifigkeit, Festigkeit und Energieabsorption charakterisierten MAT A (vgl. Kapitel 3). Der Lagenaufbau und das Material werden zur besseren Übersicht in der vorliegenden Validierung als konstant definiert. Sind abweichende Halbzeuge oder eine Anpassung des Lagenaufbaus notwendig, müssen diese entsprechend Kapitel 3 charakterisiert und die ermittelten Kennwerte in die Vorauslegung übergeben werden. Im Folgenden liegt der Fokus auf der Querschnittsdefinition mithilfe der numerischen Methoden.

6.2 Vorauslegung des Querschnitts

Zur Erfüllung der definierten Randbedingungen ist die vorgegebene Grenzkontur einzuhalten, wobei gleichzeitig ein progressiver Versagensmodus mit einem mittleren Kraftniveau von 60 kN zu erreichen ist. Mithilfe der Zielvorgaben für das mittlere Kraftniveau \bar{F}_{crush} lässt sich unter der Annahme eines idealen progressiven Versagensverhaltens die entsprechende Querschnittsfläche A_{crush} nach Gleichung (6.1) berechnen.

$$A_{crush} = \frac{\bar{F}_{crush}}{\sigma_{crush}} \quad (6.1)$$

Da die Wandstärke unter der Annahme eines übertragbaren FVG bei einem definierten Laminataufbau bekannt ist, kann die abgewickelte Länge des Querschnitts mit Gleichung (6.2) ermittelt werden.

$$l_{Querschnitt} = \frac{A_{crush}}{t_{probe}} \quad (6.2)$$

Die abgewickelte Länge bezieht sich hierbei auf die Mittelebene und gilt unter der Annahme, dass der komplette Querschnitt zur Energieabsorption ($A_{wirk} = 1$) beiträgt. Für die Auslegung der Geometrie müssen sowohl die konstruktiven (Bauraum) als auch die herstellungsbedingten Randbedingungen beachtet werden. Da es sich bei dem verwendeten Material um ein Gelege handelt, bieten sich offene Strukturen für eine effiziente und kostengünstige Fertigung an. Um die Tendenz eines globalen Ausknickens der Struktur zu minimieren, sollte das Trägheitsmoment (Gleichung (6.3)) und somit die Biegesteifigkeit maximal sein. Aufgrund des Steiner Anteils (Gleichung (6.4)) bei der Berechnung des Trägheitsmomentes ist ein entsprechend großer Abstand der tragenden Teilflächen vom Schwerpunkt vorteilhaft.

$$J = J_{Körper} + J_{Steiner} \quad (6.3)$$

$$J_{Steiner} = \int_A \bar{x}^2 \cdot dA \quad (6.4)$$

Unter den gegebenen Randbedingungen wird eine Geometrie definiert, die einen Kompromiss aus Querschnittsfläche, Bauraum, Herstellbarkeit und globaler Stabilität darstellt. Das resultierende Hutprofil, welches als erste Referenzvariante dient, ist in Bild 6.2 dargestellt. Zum Vergleich sind zudem die Bauraumvorgaben (Grenzkontur) dargestellt.

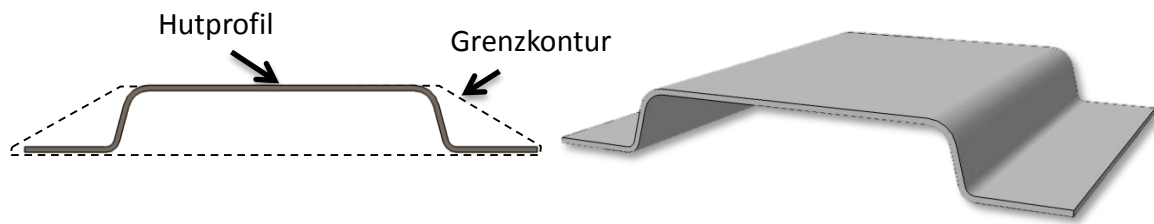


Bild 6.2: Untersuchtetes Hutprofil, welches im Rahmen der Validierung als erste Referenzvariante im verfügbaren Bauraum definiert ist.

Da alle notwendigen Parameter zur Beschreibung der Schichtsteifigkeiten und -festigkeiten sowie der laminatspezifischen Energieabsorption vorliegen, werden diese im Folgenden genutzt, um mittels des Konzepts des wirksamen Querschnitts den Versagensmodus sowie die resultierenden Kraftniveaus zu bewerten. Hierfür wird das Bauteil auf der Mittelfläche mit Schalenelementen (durchschnittliche Kantenlänge 3 mm) vernetzt und entsprechend der Einspannbedingungen (unten: fest, oben: frei) gelagert. Zur Auswertung stehen sowohl die Verformungen als auch die knotenbasierten Kraftvektoren über die Lastschritte zur Verfügung. In Bild 6.3 sind die Verschiebungen aus der Bauteilebene sowie die resultierende knotenbasierte Kraftverteilung an den einzelnen Berechnungspunkten am freien Ende dargestellt.

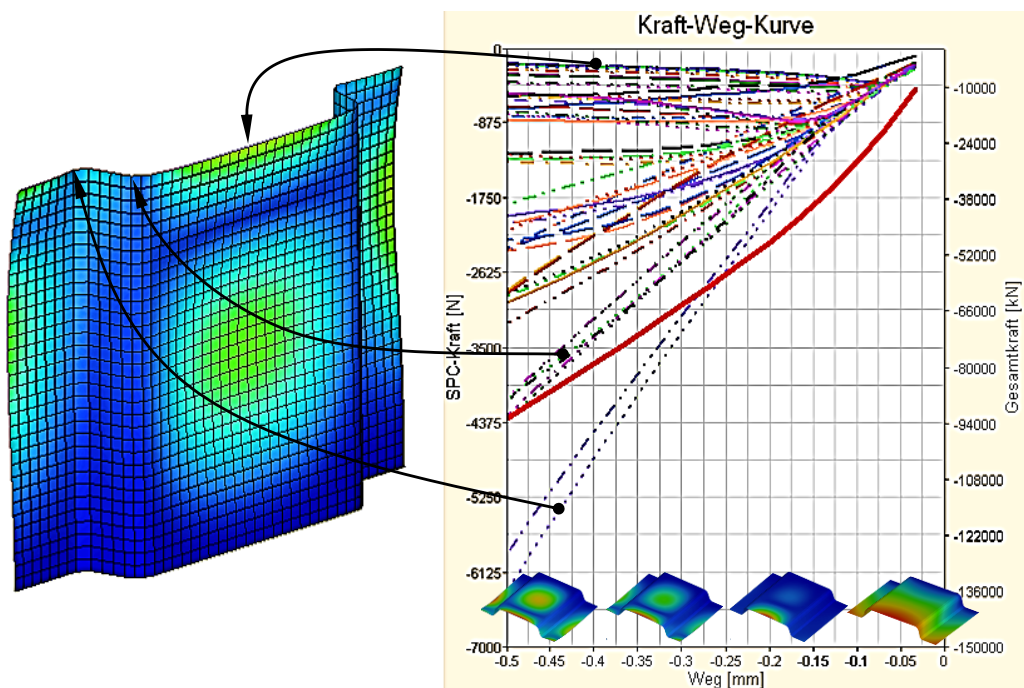


Bild 6.3: Nichtlineare Strukturanalyse mit entsprechendem Verformungsverhalten sowie die jeweiligen knotenspezifischen Kräfte am Kontaktquerschnitt [Fub10].

Bereits bei einer geringen Verformung ist eine starke nichtlineare Deformation im oberen Bereich des Bauteils zu erkennen. Hierbei weichen sowohl die seitlichen Flanken als auch die Membranfläche in der Mitte des Bauteils aus. Aufgrund der lokalen Instabilitäten sinkt die

maximal ertragbare Spannung in diesen Regionen signifikant ab. Im Bereich der Membranfläche und an den Flanken erreichen die entsprechenden Berechnungsknoten aufgrund der auftretenden lokalen Instabilitäten nicht die Referenzwerte. Nur an den Rändern wird für den betrachteten Kraftbereich ein stabiles Verhalten beobachtet, so dass die jeweiligen Berechnungsknoten eine annähernd lineare Zunahme der Spannung über die Lastschritte aufweisen, die deutlich oberhalb der Referenzspannung ($\sigma_{crush} = 118 \text{ MPa}$) liegt. Zur Berechnung der wirksamen Querschnittsfläche werden nur die jeweiligen knotenspezifischen Flächen herangezogen, deren Spannung oberhalb der Referenz liegen (Gleichung (6.5)).

$$A_{wirk_Hutprofil} = \sum_{i=0}^n \begin{cases} t \cdot l_{el}^i & \text{für } \sigma_{el}^i(s) \geq \sigma_{crush} \\ 0 & \text{für } \sigma_{el}^i(s) \leq \sigma_{crush} \end{cases} = 308 \text{ mm}^2 \quad (6.5)$$

Bezogen auf die Gesamtquerschnittsfläche ergibt sich der flächenbezogene Wirkungsgrad zu:

$$\eta_{Hutprofil} = \frac{A_{wirk_Hutprofil}}{A_{gesamt_Hutprofil}} = 0,6 \quad (6.6)$$

Aufgrund von lokalen Instabilitäten reduziert sich somit die wirksame Querschnittsfläche auf rund 60 % bezogen auf die Gesamtquerschnittsfläche. Das resultierende Kraftniveau wird für die Vordimensionierung daher anteilig über die Referenzspannung berechnet.

$$F_{vordim_Hutprofil} = A_{wirk_Hutprofil} \cdot \sigma_{crush} = \sim 36 \text{ kN} \quad (6.7)$$

Es wird deutlich, dass aufgrund der Überlagerung von Instabilitäten und progressivem Versagen das geforderte Lastniveau mit dieser Konfiguration nicht erreicht werden kann. Für eine detailliertere Analyse und zum besseren Verständnis des Energieabsorptionsverhaltens des Hutprofils werden im Folgenden Analysen mit dem entwickelten FE-Detailmodell durchgeführt. Hierbei ist es möglich, das Bruchverhalten über den Prüfbereich zu bewerten und näher zu betrachten. Der Modellaufbau wird analog der in Kapitel 4.3.3 durchgeführten Untersuchungen ausgeführt. Die Größe des Modells ergibt eine relativ hohe Anzahl an Berechnungsknoten, die zu einer deutlichen Steigerung der Gesamtberechnungsdauer führen. Zur Steigerung der Berechnungseffizienz wird daher die Bauteilsymmetrie ausgenutzt und ein Halbmodell mit entsprechenden Symmetriebedingungen verwendet (Bild 6.4).

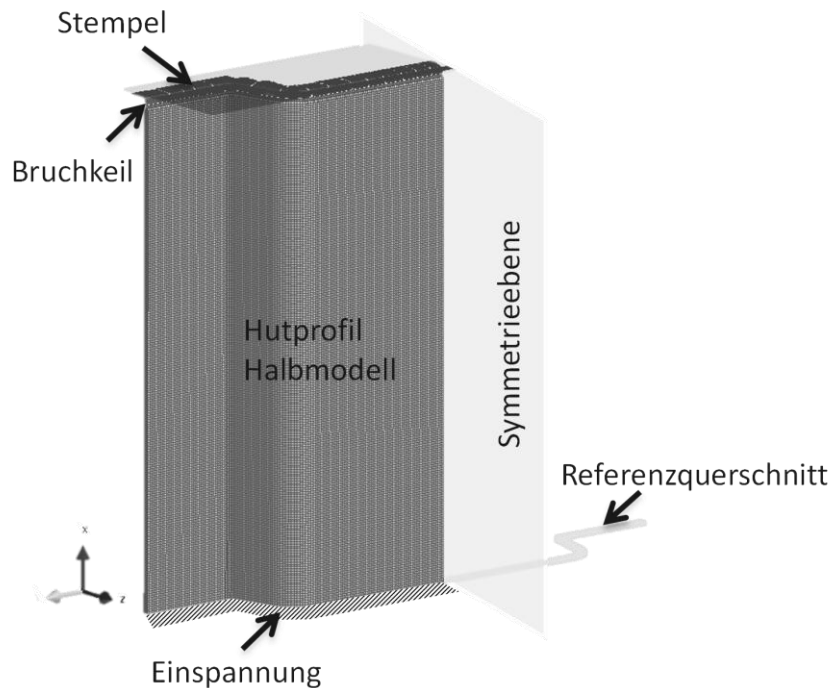


Bild 6.4: FE-Detailmodell zur numerischen Untersuchung des Energieabsorptionsverhaltens des Hutprofils. Aus Gründen des Berechnungsaufwands wird ein Halbmodell mit entsprechenden Symmetriebedingungen gewählt. Der Referenzquerschnitt zeigt die Bauteilkontur an.

Nach der Initiierungsphase, in der der Bruchkeil in das Laminat eindringt, weichen einzelne Teilbereiche an der Stempelfläche aus. Aufgrund ihrer geringen Eigensteifigkeit zeigen sich erste Verformungen aus der Bauteilebene an den seitlichen Flanken des Hutprofils (Bild 6.5 Stufe 1). Beim weiteren Verfahren des Stempels weist die Membranfläche in der Mitte des Bauteils ebenfalls eine deutliche Tendenz zum Ausweichen auf (Stufe 2). Aufgrund der Verformungsbewegung wird der Bruchkeil in diesen Bereichen aus dem Laminat gedrückt und es entsteht dort eine reine Laminatbiegung. Dieses führt zum Abgleiten der Fläche und schließlich zum kompletten Herausbrechen von Teilstücken aus der Membranfläche (Stufe 3). Im Bereich der Radien zeigt sich annähernd keine Verformung aus der Bauteilebene, so dass der Bruchkeil im Laminat verbleibt und sich ein konstantes progressives Versagensverhalten in diesem Bereich einstellt. Nach ca. 35 mm Stempelweg trifft die Bruchfläche der seitlichen Flanke erneut auf die Stempelfläche, wodurch ein Kraftanstieg zu verzeichnen ist (Stufe 4).

Die Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Ergebnisse in Bild 6.5 zeigt hierbei eine sehr gute Übereinstimmung. Sowohl die zu Beginn des Stauchvorgangs auftretenden Instabilitäten an den Flanken als auch das Ausweichen und Herausbrechen der Membranfläche werden mit dem expliziten FE-Detailmodell wiedergegeben (Versagensfall B). Ebenfalls ist das Versagen und erneute Wiederauftreffen der seitlichen Flanken sowohl in der Simulation als auch im Versuch zu beobachten. Im Bereich der Radien wird aufgrund der relativ hohen lokalen Stabilität ein progressiver Versagensmechanismus erreicht, welcher maßgeblich zum resultierenden Kraftniveau beiträgt.

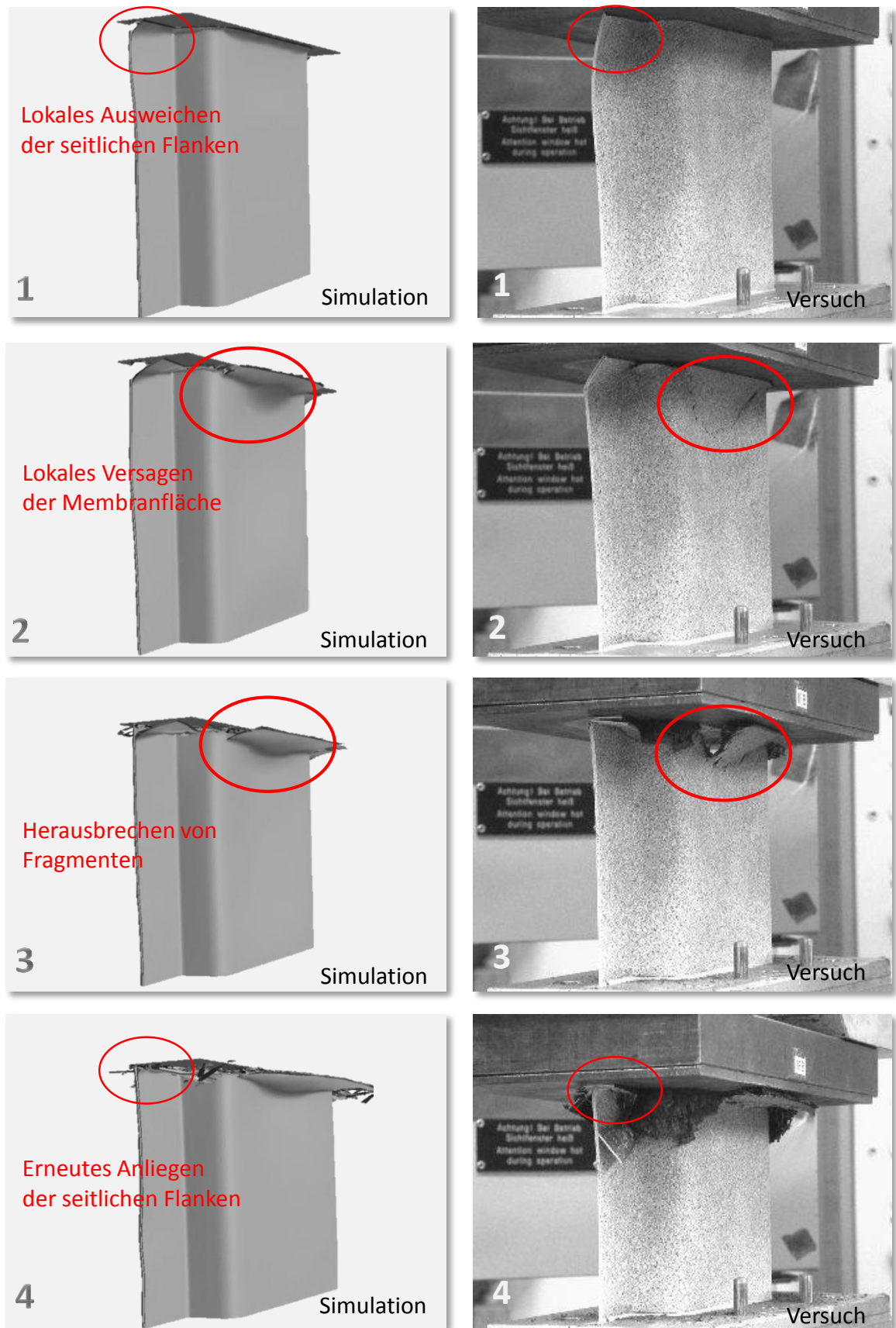


Bild 6.5: Zeitliche Darstellung der numerischen (links) und experimentellen [Fuh10] (rechts) Ergebnisse zum Energieabsorptionsverhalten des Hutprofils. Eingezeichnet sind die wesentlichen Versagensmechanismen während des axialen Stauchens.

In Bild 6.6 sind die ungefilterten numerischen und experimentellen Kraft-Weg-Kurven des Hutprofils gegenübergestellt. Die Darstellung der Kurve des Konzepts des wirksamen Querschnitts beruht auf der Analyse des nichtlinearen Strukturverhaltens und des daraus resultierenden Kraftniveaus. Aufgrund der Modellcharakteristik ist dieser Wert unabhängig vom Weg und kann ein mögliches Wiederauftreffen des Stempels auf eine Bruchfläche nicht wiedergeben. Zur besseren Übersicht ist dieser Wert im Folgenden über den gesamten Weg als Referenz mit dargestellt. Zusätzlich sind die korrespondierenden Zeitstufen der in Bild 6.5 gezeigten Momentaufnahmen entsprechend im Diagramm markiert.

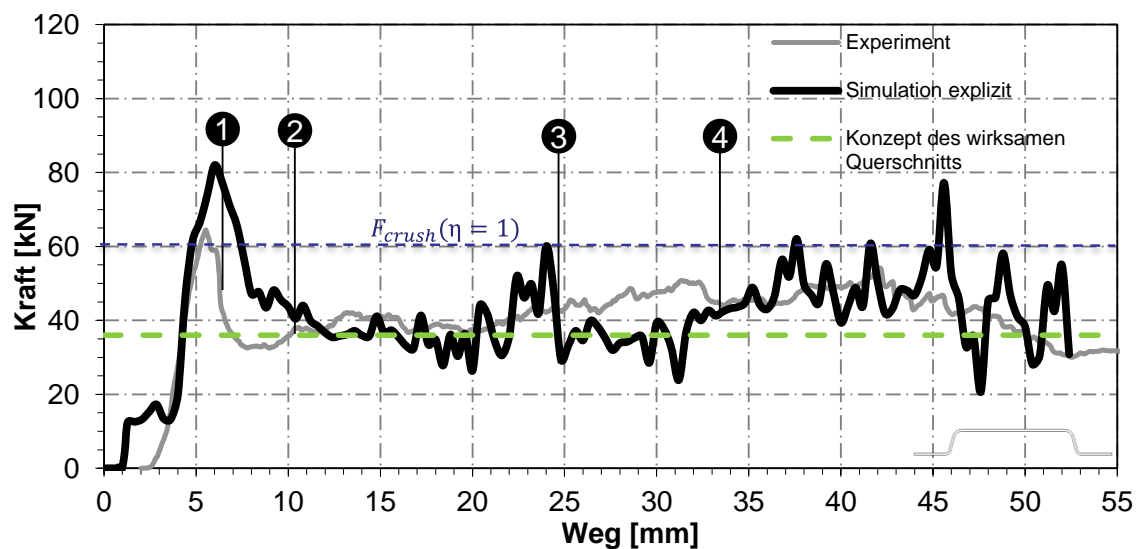


Bild 6.6: Vergleich der experimentellen (grau) und numerischen (schwarz) Kraft-Weg-Kurven für das Hutprofil. Die hervorgehobenen Markierungen entsprechen den Zeitstufen aus Bild 6.5. Zusätzlich ist das Kraftniveau für einen idealen Flächenwirkungsgrad ($\eta=1$) gestrichelt (fein) dargestellt.

Ein Vergleich der numerischen Kurven mit den Versuchsergebnissen zeigt eine sehr gute Übereinstimmung im kontinuierlichen Versagensbereich (ab 10 mm Weg). Sowohl das konstante Kraftniveau nach dem Durchlaufen der Maximalkraft als auch der Anstieg (bei ca. 32 mm Weg) aufgrund des Wiederauftreffens der Stempelfläche auf die Bruchfläche sind in beiden Kurven zu beobachten. Nur im Bereich der Initiierung wird aufgrund des gewählten Modellansatzes (Bruchkeil bereits vorhanden) ein höherer Wert verzeichnet. Beide Kurven (schwarz und grau) korrelieren zudem sehr gut im vorderen Wegbereich (10 – 30 mm) mit dem Referenzwert aus dem Konzept des wirksamen Querschnitts (36 kN). Die hierbei identifizierten lokalen Bereiche, in denen die lokalen Spannungen aufgrund von Instabilitäten nicht den Referenzwert erreichen können, entsprechen im expliziten FE-Detailmodell und in den experimentellen Untersuchungen Versagensbereichen, in denen Teilstücke herausbrechen. Die gute Korrelation des Kraftniveaus deutet auf den signifikanten Einfluss des wirksamen Querschnitts hin, der in allen betrachteten Fällen eine vergleichbare Größe aufweist.

Durch die Überlagerung des progressiven Versagens mit lokalen Instabilitäten ist die wirksame Querschnittsfläche nach dem Stauchvorgang noch deutlich vom restlichen Querschnitt, der lokale Instabilitäten aufweist, zu unterscheiden (Bild 6.7). Gut zu erkennen sind sowohl im numerischen als auch experimentellen Ergebnis die unterschiedlichen Bereiche mit den jeweiligen Versagensformen. Hervorgehoben ist hierbei die wirksame Querschnittsfläche im Bereich der Radien, die ein progressives Versagen aufweist.

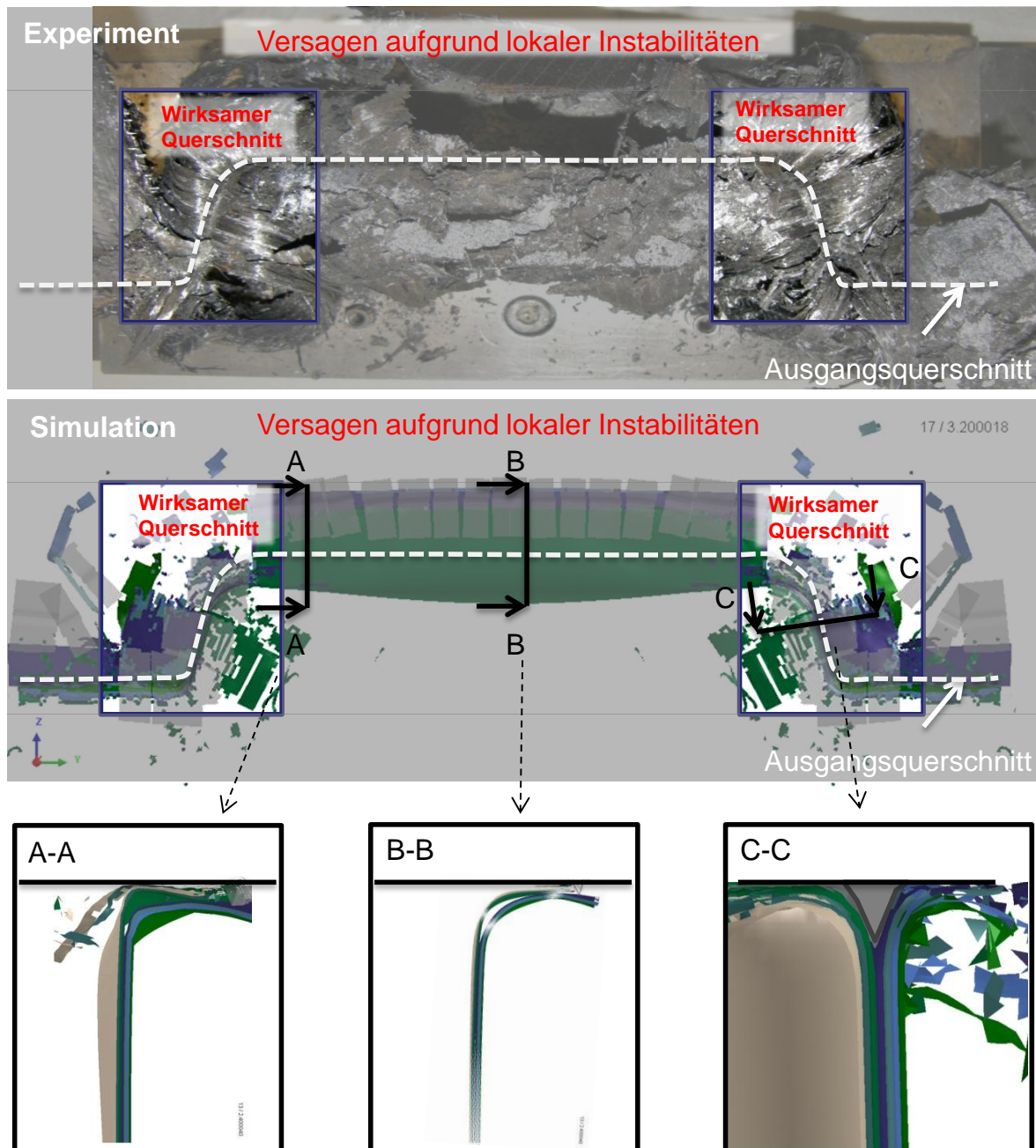


Bild 6.7: Draufsicht des geprüften Hutprofils (Experiment [Fub10] und Simulation) mit den jeweiligen charakteristischen Versagensformen und hervorgehobenem wirksamem Querschnitt. In der Schnittansicht (unten) sind die unterschiedlichen Versagensarten dargestellt.

Die Schnittdarstellungen der numerischen Ergebnisse verdeutlichen die unterschiedlichen auftretenden Versagensverhalten über den Querschnitt. Während der Bereich um die Schnitte A-A und B-B ein lokales Ausknicken des Laminates aufweist, verbleibt der Bruchkeil bei Schnitt C-C im Laminat und bewirkt somit ein progressives Versagen mit hohen Absorptionskennwerten in diesem Bereich. Trotz lokaler Instabilitäten wird ein relativ hohes Kraftniveau erreicht, welches jedoch aufgrund des reduzierten wirksamen Querschnitts deutlich unterhalb des Zielwertes (60 kN) liegt.

Basierend auf den bisherigen Erkenntnissen wird im Folgenden ein optimiertes Profil entwickelt. Aufgrund der numerischen Analysen ist bekannt, dass sowohl die seitlichen Flanken als auch die Membranfläche in der Mitte des Bauteils zu lokalen Instabilitäten neigen. Nur im Bereich der Radien kann ein effizienter Versagensmechanismus erzielt werden. Daher werden bei der Neukonstruktion des Profils große Membranflächen vermieden und die Anzahl der Radien erhöht. Zur effizienten Herstellbarkeit soll weiterhin ein offenes Profil verwendet werden. In Bild 6.8 ist das neue wellenförmige Profil dargestellt, bei dem die Membranfläche durch kontinuierliche Radien ersetzt und die seitlichen Flanken deutlich reduziert sind. Die größere Abwicklung in der Mitte wird durch die seitliche Verkürzung des Bauteils kompensiert, so dass die Querschnittsfläche und somit die Bauteilmasse (gleiches Material und Länge) identisch zum Hutprofil sind.

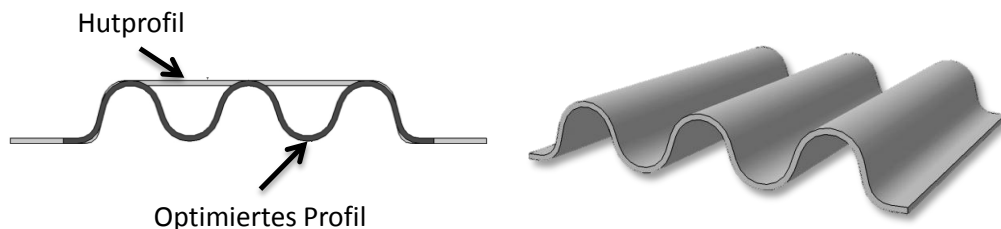


Bild 6.8: *Optimiertes Profil (Wellenprofil) mit vergleichbarem Bauraum und dem Hutprofil entsprechendem Gesamtgewicht. Zur Vermeidung von lokalen Instabilitäten während der Energieabsorption werden hierbei die ebenen Membranflächen in eine wellenförmige Struktur überführt.*

Analog zu der Analyse des Hutprofils wird eine Stabilitätsbewertung durchgeführt. Da es sich um das gleiche Material handelt, wird der Querschnitt auf die neue Geometrie angepasst. Die Vernetzung wird ebenfalls mit Schalenelementen und einer durchschnittlichen Kantenlänge von 3 mm ausgeführt. Die Randbedingungen sowie die Materialkennwerte entsprechen den Modellen des Hutprofils. Für den untersuchten Verformungsbereich ergibt sich eine rein axiale Verschiebung, Instabilitäten wie sie beim Hutprofil beobachtet wurden, liegen hierbei nicht vor. Dieses zeigt sich ebenfalls bei der Auswertung der Spannungsverteilung an den Berechnungspunkten. Diese weisen einen deutlichen linearen Anstieg auf, wobei alle Knotenwerte den Referenzwert überschreiten. Aus den Gleichungen (6.5) und (6.6) lassen sich somit die wirksame Querschnittsfläche und der Wirkungsgrad berechnen.

$$A_{\text{wirk_opt-Profil}} = 510 \text{ mm}^2 \quad (6.8)$$

$$\eta_{\text{opt-Profil}} = 1 \quad (6.9)$$

$$F_{\text{vordim_opt-Profil}} = 60 \text{ kN} \quad (6.10)$$

Aufgrund der gewählten Geometrie liegt eine relativ hohe Stabilität vor, so dass keine lokalen Instabilitäten unterhalb des erwarteten Kraftniveaus auftreten. Die komplette Querschnittsfläche kann dadurch genutzt werden, wodurch sich der Wirkungsgrad zu 100% ergibt. Die vordimensionierte Kraft entspricht dem Dimensionierungslastniveau von 60 kN. Die Ergebnisse des FE-Detailmodells bestätigen in guter Näherung diese Kennwerte und zeigen über die betrachtete Prüflänge einen konstanten progressiven Versagensmodus, bei dem keine signifikanten Instabilitäten über den Querschnitt vorliegen. Die innerhalb der Bruchfront auftretenden Mechanismen, wie Delaminationen und Materialschädigungen, sind analog zu den beobachteten Vorgängen innerhalb der wirksamen Querschnittsfläche des Hutprofils. Neben den numerischen Ergebnissen des expliziten FE-Detailmodells (schwarz) sind in Bild 6.9 die experimentell ermittelten Kraftverläufe (grau) für das Wellenprofil dargestellt.

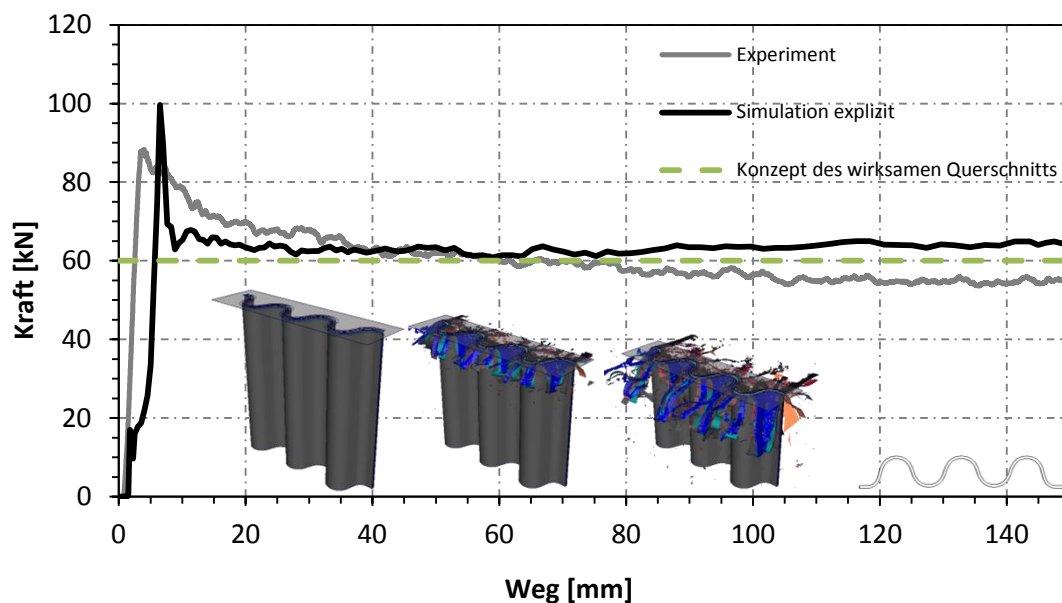


Bild 6.9: Vergleich der experimentellen (grau) und numerischen (schwarz) Kraft-Weg-Kurven für das untersuchte Wellenprofil.

Die höhere lokale Stabilität des Wellenprofils bewirkt ein Versagensverhalten nach Fall A (vgl. Bild 4.1), bei dem der komplette Querschnitt effizient zur Energieabsorption beiträgt. Der resultierende Kraftverlauf zeigt ein relativ konstantes Niveau, der nur geringe Schwankungen (im Vergleich zum Hutprofil) aufweist. Aufgrund des höheren Flächenwirkungsgrades von 100% (Hutprofil 60% (Basis: Konzept des wirksamen Querschnitts)) ergibt sich bei gleichem

Bauteilgewicht in den experimentellen Analysen ein höheres mittleres Kraftniveau (Wellenprofil: 57 kN (Exp.) / Hutprofil: 41 kN (Exp.)). Die daraus resultierende SEA liegt um rund 40% höher als beim bauraum- und gewichtsgleichen Hutprofil.

Die vorgestellten Untersuchungen zum Versagensverhalten der beiden betrachteten Profile verdeutlichen den großen Einfluss der Bauteilgeometrie auf den Versagensmodus und die resultierenden Kennwerte. Mithilfe der entwickelten numerischen Methoden können die Bauteile hinsichtlich ihres wirksamen Querschnittes bewertet werden, so dass Teilbereiche, die in einem ineffizienten Modus versagen, identifiziert und optimiert werden können. Für den vorliegenden Fall führen die lokale Aussteifung der mittleren Membranfläche sowie die Reduktion der seitlichen Flanken des Hutprofils zu einer deutlich effizienteren Energieabsorption. Die berechneten Kennwerte, die im Rahmen der Vorauslegung über das Konzept des wirksamen Querschnitts und den in Kapitel 3.3 experimentell ermittelten Parametern hergeleitet werden, zeigen eine gute Übertragbarkeit zu den entsprechenden experimentellen Daten. Aufgrund des relativ hohen Berechnungsaufwandes (explizites FE-Detailmodell) sowie der Modelleinschränkung (implizite nichtlineare Strukturanalyse) eignen sich diese Methoden vorrangig für die Vorauslegung einzelner axial belasteter Bauteile. Für die Bewertung von komplexeren Strukturen oder der Interaktionen mit mehreren Komponenten wird die gesamtfahrzeugtaugliche hybride Simulationsmethode verwendet (vgl. Kapitel 6.3/6.4).

6.3 Generische Struktur

Auf Basis des Wellenprofils (vgl. Kapitel 6.2) wird eine generische Struktur definiert, die neben einer zusätzlichen lokalen Verstärkung drei Bohrungen für potenzielle Anbindungen im unteren Bereich aufweist. Die Bauteillänge wird auf 400 mm erweitert, wobei im oberen Bereich (200 – 300 mm) zusätzliche Einzellagen hinzugefügt werden, so dass die Wandstärke annähernd verdoppelt wird ($t=4,5$ mm). Die Bohrungen ($d=10$ mm) nahe der Einspannung befinden sich jeweils auf den Wellenbergen des Profils. Für die Auslegung dieses Bauteils ist die Bewertung der abstützenden Struktur hinsichtlich ihrer Tragfähigkeit von großer Bedeutung. Die entsprechenden Kennwerte zur Energieabsorption und der Einzelschichtkennwerte (Steifigkeit/Festigkeit) sind aus der Materialcharakterisierung (vgl. Kapitel 3) entnommen. Somit kann in den vorliegenden numerischen Untersuchungen bewertet werden, wie sich das Bauteil aufgrund der eingeleiteten Kräfte durch das progressive Versagensverhalten verhält.

In Bild 6.10 sind für die generische Struktur sowohl die numerischen als auch die experimentellen Ergebnisse an definierten Zeitschritten dargestellt. Die lokale Verstärkung ist im Simulationsmodell durch den grauen Bereich und im Versuchsaufbau durch zwei gestrichelte Begrenzungslinien gekennzeichnet.

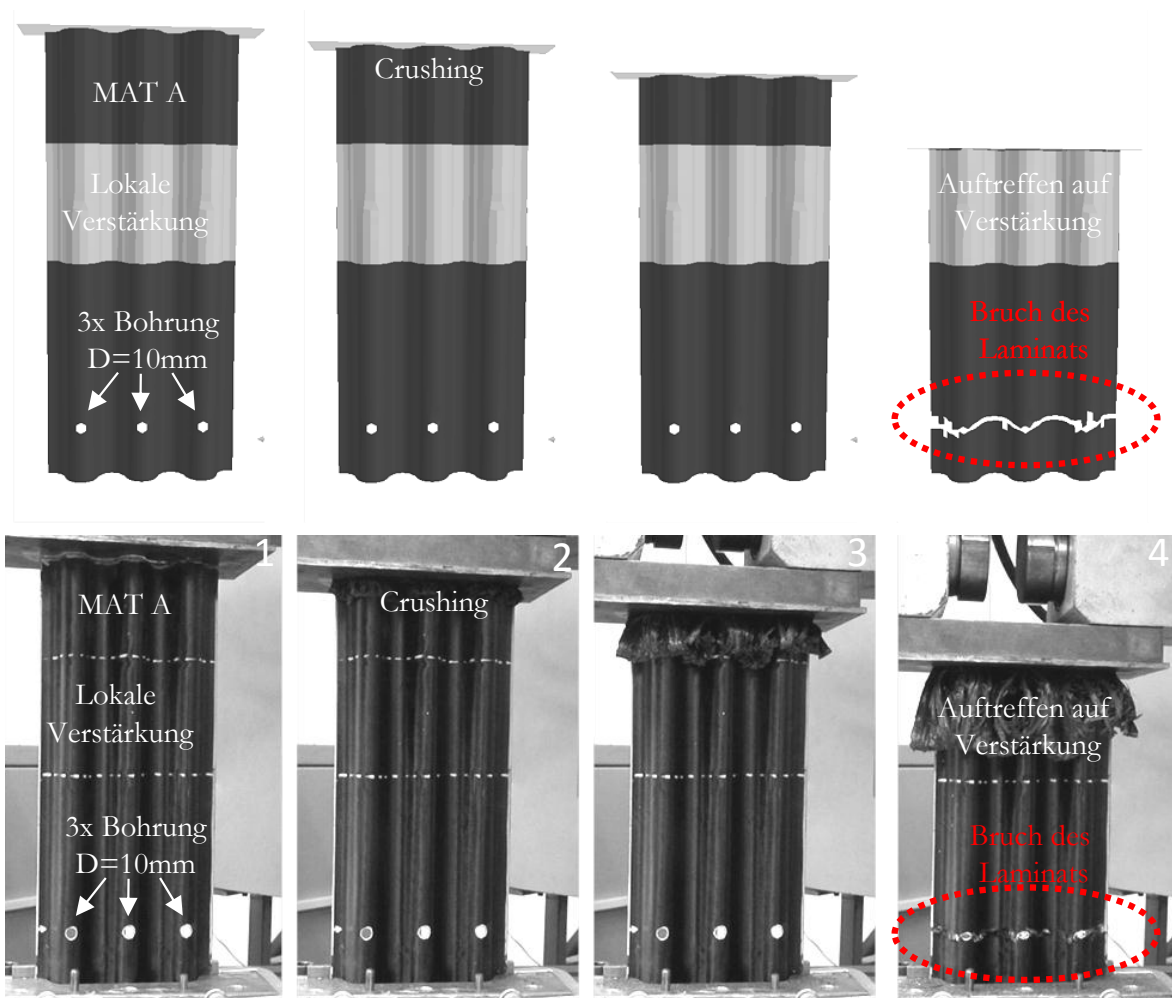


Bild 6.10: Numerische (oben) und experimentelle (unten) Ergebnisse eines generischen Bauteils auf Basis des Wellenprofils mit verstärktem Bereich (grau/ gestrichelte Linien) und zusätzlichen Bohrungen [Fei11d].

Beim Auftreffen des Stempels auf die Komponente wird nach dem Durchlaufen der Initiierungsphase ein progressiver Versagensmodus erzielt. Da es sich im Vergleich zum optimierten Profil um das gleiche Material und den gleichen Querschnitt handelt, wird ein vergleichbares Versagensverhalten mit übertragbaren Kennwerten erzielt. Über die ersten 100 mm wird daher ein annähernd konstantes Kraftniveau erreicht, bis der Stempel auf den verstärkten Bereich trifft (Bild 6.11). Aufgrund der deutlichen Wandstärkenzunahme entsteht eine signifikante Erhöhung des resultierenden Kraftniveaus, wodurch schließlich ein Versagen im Bereich der Bohrungen initiiert wird. Ausgehend von diesen weitert sich ein dominierender Riss über die gesamte Breite der Komponente aus (Bild 6.10 Stufe 4), so dass diese die

Lastzunahme nicht mehr abstützen kann. Der daraus resultierende Tragverlust führt zu einer deutlichen Kraftreduktion in der Komponente. Ein direkter Vergleich zwischen Simulations- und Versuchsergebnis zeigt eine gute Übereinstimmung. Sowohl das progressive Versagen als auch der resultierende Bruch innerhalb der abstützenden Struktur wird qualitativ und quantitativ wiedergegeben.

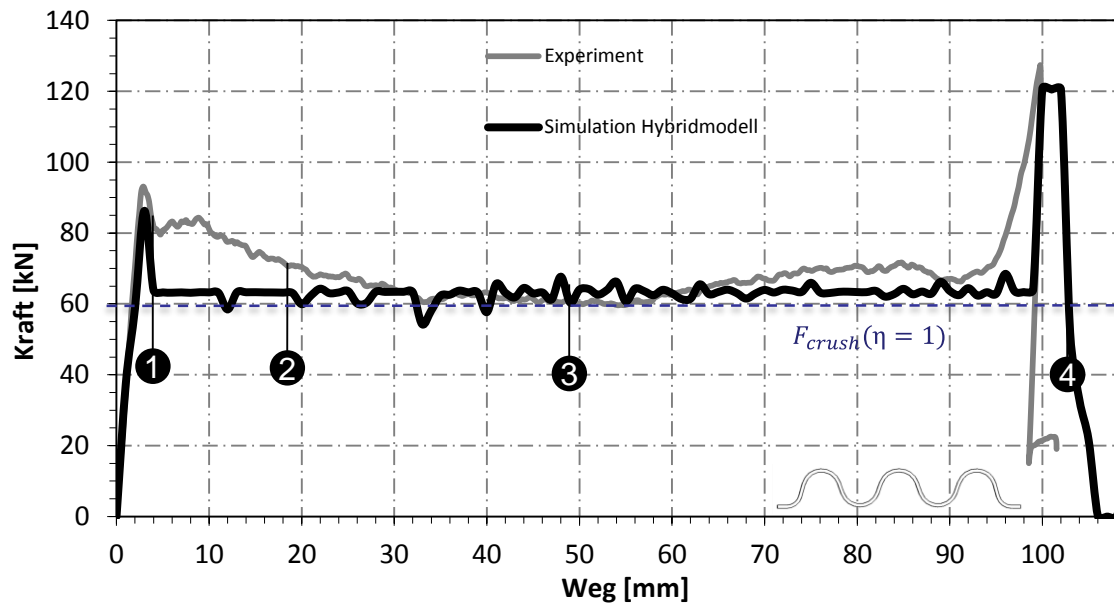


Bild 6.11: Vergleich der experimentellen (grau) und numerischen (schwarz) Kraft-Weg-Kurven für die untersuchte generische Komponente inklusive der in Bild 6.10 dargestellten Zeitstufen und des Kraftniveaus für einen idealen Flächenwirkungsgrad ($\eta=1$).

Aufgrund der Kraftzunahme infolge der lokalen Verstärkung weist der Bereich um die Bohrungen ein sprödes Versagen auf, so dass die Komponente in dieser Form nicht ideal für eine Energieabsorption genutzt werden kann. Zwar wird zu Beginn ein effizientes progressives Versagen erzielt, welches jedoch aufgrund des Sprödbruches nur über die ersten 100 mm sinnvoll genutzt werden kann. Infolge des Bruchs entstehen zwei entkoppelte Teilstücke, so dass annähernd keine zusätzliche Energie aufgenommen wird. Da die wesentlichen Charakteristika (d.h. konstantes Kraftniveau im progressiven Versagen und Laminatversagen im Bohrungsbereich) im FE-Hybridmodell dargestellt werden, kann dieses dazu genutzt werden, um Strukturen dahingehend zu modifizieren, dass ein stabiles Versagensverhalten erzielt wird. Aufgrund der effizienten Berechnungsdauer können diese Bewertungen zudem im Gesamtfahrzeugkontext durchgeführt werden. Hierbei können sowohl das Kraftniveau, die Beschleunigung und die abstützenden Strukturen über den zeitlichen Verlauf während einer Crashsimulation analysiert werden.

6.4 Vorderwagenkonzept

Potenzielle Anwendungsfälle energieabsorbierender FVK-Crashstrukturen sind entsprechende Karosseriekomponenten im Vorder- oder Hinterwagen. Bei einer Fahrzeugkollision wird ein wesentlicher Anteil der kinetischen Energie durch diese Strukturen absorbiert, um die auftretenden Beschleunigungen und Kräfte zu reduzieren. Als Auslegungslastfälle gelten hierbei länderspezifische Gesetzbestimmungen, interne Vorschriften und Verbrauchertests, die die Crashesicherheit und das Verletzungsrisiko für die Insassen vorgeben bzw. bewerten [Kra06]. Bild 6.12 zeigt wesentliche Frontalunfallszenarien, die typischerweise in der Auslegungsphase zu berücksichtigen sind.

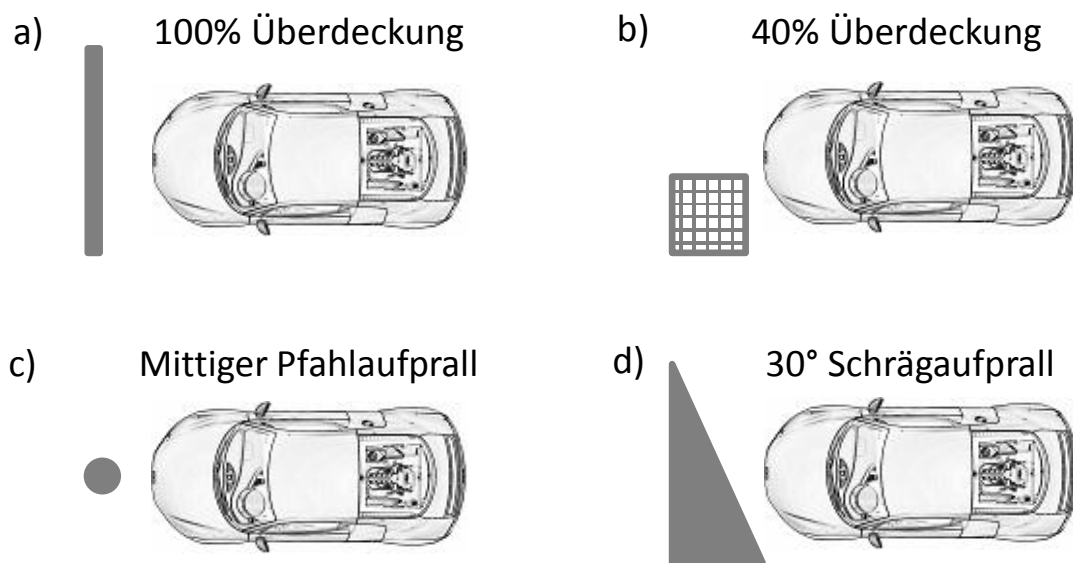


Bild 6.12: Darstellung wesentlicher Frontalunfallszenarien für den automobiltechnischen Auslegungsprozess auf Basis von Gesetzgebung, interner Vorschriften und Verbrauchertest [Krö02].

In aktuellen (Volumen-) Fahrzeugmodellen sind im Vorderwagen typischerweise geschlossene metallische Längsträgerprofile integriert, die bei einem Fahrzeugaufprall Energie durch plastische Deformation absorbieren. Diese haben, neben anderen Bauteilen im vorderen Deformationsraum (u.a. Motor, Getriebe, Fahrwerk, Kühler, Frontklappe), einen signifikanten Einfluss auf das Absorptions- und Intrusionsverhalten. Über einen (zumeist biegesteifen) Querträger im vorderen Bereich werden diese zudem gekoppelt, so dass beim mittigen Pfahlaufprall, der Teilüberdeckung und dem Schrägaufprall eine Kraftübertragung auf die nicht direkt beaufschlagten Längsträger gewährleistet wird.

Basierend auf den vorangegangenen Untersuchungen werden im Folgenden numerische Analysen zum Energieabsorptionsverhalten eines FVK-Vorderwagens in einem Gesamtfahrzeug durchgeführt. Im Fokus steht hierbei der Frontallastfall nach US-NCAP-Vorgaben [Kra06], bei dem das Fahrzeug mit 100% Überdeckung und einer Geschwindigkeit

von 56 km/h mit einer feststehenden, nicht deformierbaren Barriere kollidiert (Bild 6.12 a)). Anforderungen aus weiteren Lastfällen, der Produktionstechnik, konstruktiven Randbedingungen und Reparaturkonzepten werden nicht berücksichtigt. Für die vorliegenden Untersuchungen dient eine ASF-Struktur mit Mittelmotorkonzept als Basiskarosserie. Hierbei sind in der Grundkonfiguration insgesamt vier Aluminiumstrangpressprofile auf zwei Lastebenen verteilt, um bei einem Aufprall die Energie zu absorbieren [Mil09]. Für den Entwurf eines energieabsorbierenden FVK-Vorderwagens werden die Aluminiumumfänge reduziert und durch eine zweiteilige CFK-Wellenstruktur ersetzt, bei der die U-förmige Struktur durch eine aufliegende Platte geschlossen ist. Um die Zugänglichkeit zu einem innenliegenden Kofferraum zu gewährleisten, ist diese in der Mitte ausgespart und bildet somit jeweils im vorderen und hinteren Bereich (Stirnwand) einen Querverbund (Bild 6.13).

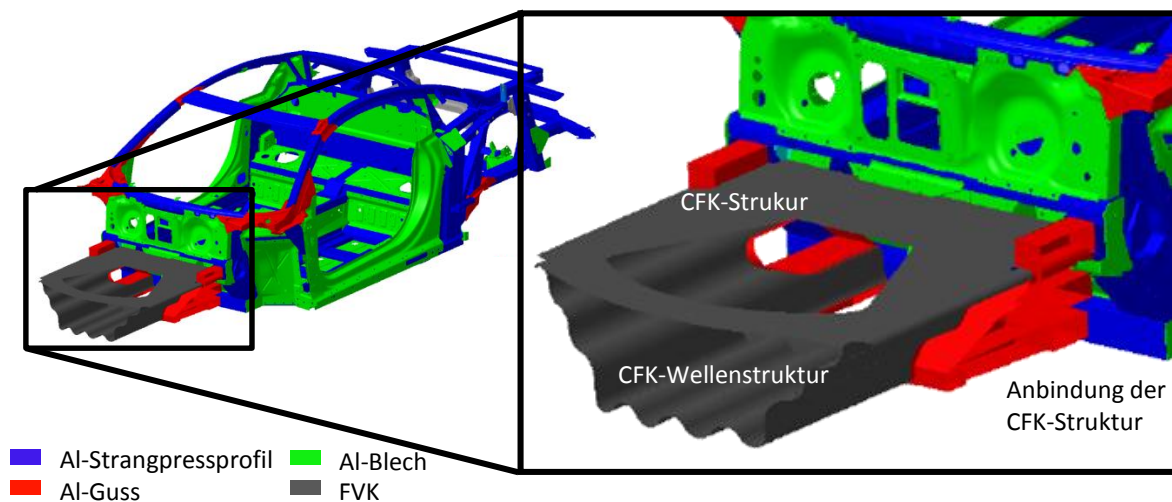


Bild 6.13: Wellenförmige energieabsorbierende FVK-Vorderwagenstruktur in einer ASF-Karosserie eines Mittelmotorkonzeptes. Die Aufnahme wird über ein Aluminiumgussbauteil erreicht [Sch11].

Aufgrund der wellenförmigen Geometrie wird eine relativ verteilte Lasteinleitung in die dahinterliegende Tragstruktur erreicht. Lokale Belastungsspitzen auf Verbindungstechnik und Knotenpunkte können somit deutlich reduziert werden (im Vergleich zu Strangpressprofilen). Die Anbindung an die ASF-Struktur wird im Übergangsbereich zur Stirnwand durch ein Aluminiumgussbauteil, welches die energieabsorbierende Struktur flächig aufnimmt, realisiert (Bild 6.13 rechts).

Die numerischen Untersuchungen mit der gesamtfahrzeugtauglichen Simulationemethode werden mit einer Elementkantenlänge von durchschnittlich 8 mm durchgeführt. Die Verklebung der FVK- mit den umliegenden Aluminiumbauteilen erfolgt über eine Kopplung der entsprechenden überlappenden Berechnungsknoten (TIED). Die Parameter zur Darstellung der Steifigkeit, Festigkeit, Schädigung und der Energieabsorption entsprechen MAT A (vgl. Kapitel 3/4).

Für die Bewertung im Gesamtfahrzeug werden die Massen- und Trägheitsverteilungen des Basismodells (ASF-Struktur) verwendet. Diese sind nur im Vorderwagen entsprechend den modifizierten Bauteilen angepasst. Die Intrusionsbilder inklusive der resultierenden Kontaktkraft- (Barriere \leftrightarrow Fahrzeug) und Pulsverläufe (Auswerteknoten: Tunnel) sind in Bild 6.14 bis $t=100$ ms dargestellt. Die hervorgehobenen Zeitstufen (1-4) entsprechen der linken Bilderfolge.

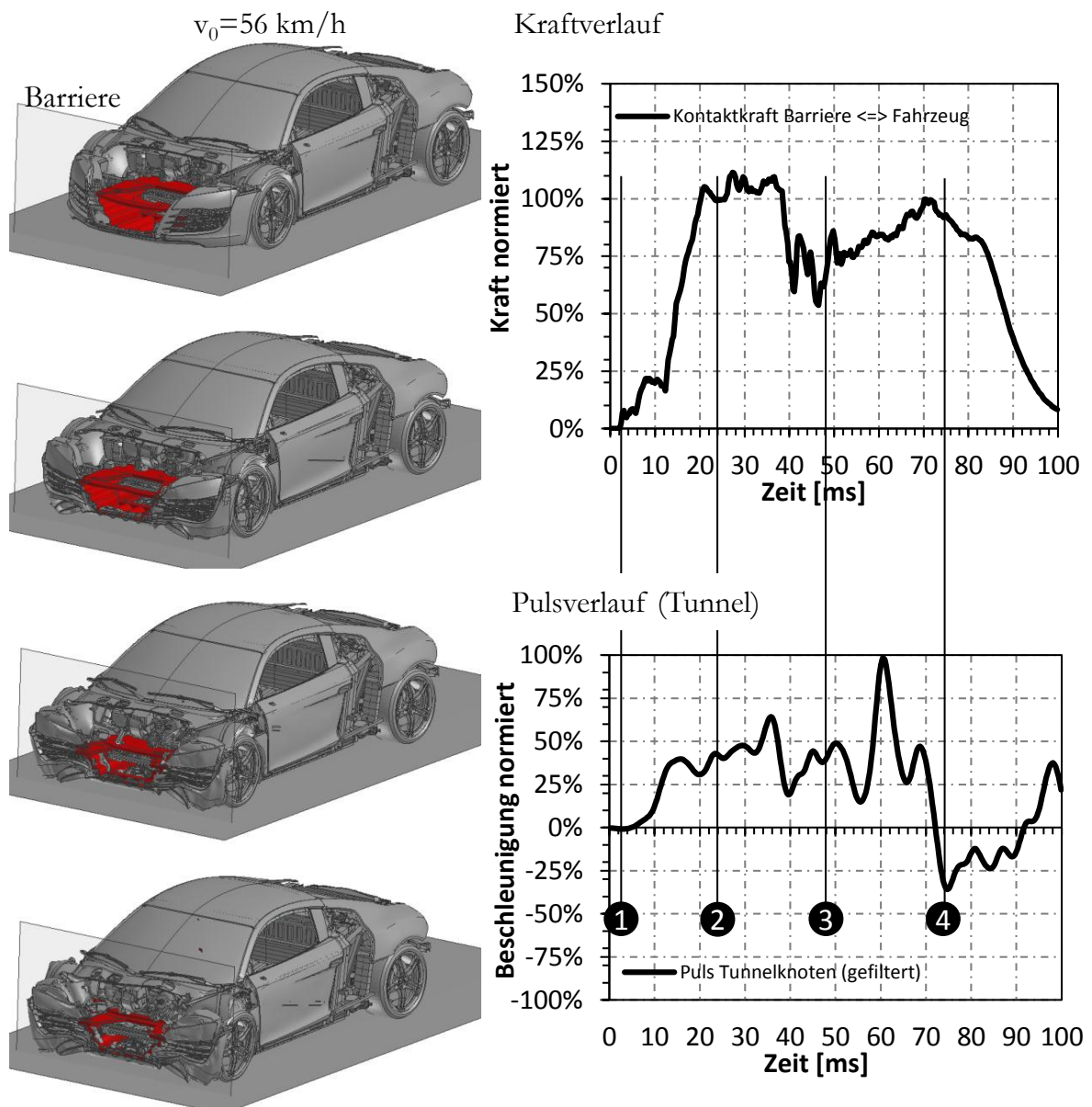


Bild 6.14: Ergebnisse einer Gesamtfahrzeugberechnung (Frontcrash, $v_0=56$ km/h, starre Barriere) eines Mittelmotorsportfahrzeuges mit ASF-Struktur und CFK-Vorderwagenstruktur (rot).

Während beim Kontakt des Fahrzeuges mit der Barriere der Querträger im oberen Bereich aufgrund der Biegebelastung spröde versagt, wird innerhalb der Wellenstruktur ein progressiver Versagensmodus erzielt. Der resultierende Kraftverlauf ist bis $t=40$ ms relativ konstant, bevor im hinteren Bereich Teile der CFK-Struktur spröde versagen und somit zu

einer Reduktion des Kraftniveaus führen (vgl. Bild 6.14 rechts oben). Aufgrund des progressiven Versagensmodus sowie der Verblockung und Deformation anderer Komponenten (u.a. Fahrwerk) wird das Fahrzeug bis zum Stillstand verzögert. Der resultierende Pulsverlauf (rechts unten) kann für die Auslegung der Rückhaltesysteme (aktive Sicherheit) sowie der Bewertung der Insassenbelastung herangezogen werden.

Die vorliegenden Untersuchungen zeigen, dass alternative FVK-Strukturen, wie in Bild 6.13 dargestellt, prinzipiell für den Einsatz in crashrelevanten Bereichen geeignet sind. Mithilfe einer faserverbundgerechten Bauweisen können im Vergleich zu konventionellen Längsträger-ebenen neue Lastpfade und Gewichtspotenziale realisiert werden. Die vorgestellten numerischen Modelle können hierbei einen wesentlichen Beitrag liefern, um diese Strukturen im Gesamtfahrzeugkontext zu entwickeln und hinsichtlich ihrer Funktionserfüllung zu dimensionieren.

7 Zusammenfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird für die methodische Analyse von energieabsorbierenden FVK-Strukturen eine Prozesskette vorgestellt, die neben Charakterisierungs- auch numerische Berechnungsmethoden beinhaltet. Ausgehend von der Materialcharakterisierung auf Couponebene werden die ermittelten Energieabsorptionskennwerte als Grundlage für die numerische Auslegung und Vordimensionierung einzelner Bauteile verwendet. Um die Erkenntnisse auf Bauteilebene für die Auslegung von Karosseriekomponenten auf Gesamtfahrzeugebene zu nutzen, wird das entsprechende Bauteilverhalten über eine berechnungseffiziente numerische Methode in eine explizite Crashsimulation implementiert. Somit kann das werkstoffspezifische Versagensverhalten in der Funktionsauslegung von Karosseriebauteilen berücksichtigt werden, ohne dabei die Gesamtberechnungsdauer signifikant zu erhöhen.

Zur Durchführung des beschriebenen Prozesses werden zu Beginn der Arbeit die mechanischen Eigenschaften der betrachteten Materialien charakterisiert. Dieses umfasst neben den lagen-spezifischen Steifigkeiten und Festigkeiten in Zug- und Druckrichtung auch die experimentelle Analyse der Energieabsorptionseigenschaften. Während für die Grundcharakterisierung auf normierte Prüfverfahren zurückgegriffen werden kann, existieren zur Untersuchung des Energieabsorptionsverhaltens keine Standardverfahren. Aufgrund der effizienten Herstellung sowie der wandstärkenunabhängigen Mittelfläche werden hierfür Flachproben verwendet. Um eine robuste und reproduzierbare Versuchsdurchführung zu erzielen, wird ein Prüfstand entwickelt, bei dem der Probekörper so gelagert ist, dass ein stabiles progressives Versagen erzielt wird. Die resultierenden gemessenen Kennwerte (u.a. SEA) weisen für das verwendete Material eine gute Übertragbarkeit zu korrespondierenden Versuchen mit Omega-Profilen auf ($\Delta < 7,5\%$). Für eine weitergehende Analyse des Energieabsorptionsverhaltens sowie der Kennwertermittlung für die numerischen Modelle werden Parameterstudien mit dem vorgestellten Prüfstand durchgeführt. Hierbei zeigt sich eine lineare Abhängigkeit der SEA mit einer Zunahme der unidirektionalen Lagen im Verbund, bei dem über den betrachteten Bereich ($t=1,45 - 4,35$ mm) eine Erhöhung von insgesamt 20% erzielt wird. Analysen zum Einfluss der Dehnrates werden mit Geschwindigkeiten von 3,5 m/s und 4,5 m/s durchgeführt, bei denen die ermittelte SEA eine Zunahme bis zu 10% (4,5 m/s) gegenüber den quasi-statischen Referenzwerten aufweist. Eine Steigerung der spezifischen Absorptionskennwerte wird zudem über eine interlaminare

Verstärkung (getuftet) mit Aramid- und Kohlenstofffasern (+6% / +8%) erzielt. Eine Halbierung der verwendeten Stichweite von 6 x 6 mm auf 3 x 3 mm (und somit eine Steigerung der interlaminaren Kennwerte) führt hierbei auf eine Erhöhung der SEA um durchschnittlich 3%. Numerische Analysen zu den bruchmechanischen Vorgängen z-verstärkter Omega-Profilen (A-Faser Stichmuster 3 x 3 mm) zeigen, dass diese Steigerung maßgeblich auf die Zunahme der Reibungsenergie (45%) innerhalb der Bruchfront zurückzuführen ist. Weitere Effekte sind sowohl die erhöhte Schädigung des Grundmaterials (33%) sowie die Zunahme der Delaminationsenergiefreisetzung (22%) aufgrund der zusätzlichen interlaminaren Verstärkung der z-Fasern.

Zur Bewertung des Versagensverhaltens werden zwei numerische Methoden entwickelt. Bei der ersten, das Konzept des wirksamen Querschnitts, wird eine Vordimensionierung des Kraftniveaus und der spezifischen Kennwerte auf Basis einer nichtlinearen Strukturanalyse durchgeführt. Hierbei werden Teilbereiche identifiziert, die aufgrund ihrer Geometrie in einem ineffizienten Modus versagen und somit nicht wesentlich zur Energieabsorption beitragen. Über den daraus resultierenden Flächenwirkungsgrad sowie den entsprechenden Materialkennwerten wird die bauteilspezifische SEA bestimmt. Bei der zweiten Methode werden weiterführende Untersuchungen zum Versagensverhalten mit einem expliziten FE-Detailmodell durchgeführt, bei dem das Laminat über geschichtete Schalenelemente dargestellt wird. Beide vorgestellten Methoden zeigen in der anschließenden Modellvalidierung an drei Querschnitten gute Übereinstimmungen mit entsprechenden Versuchsdaten. Die starke Geometrieabhängigkeit des Versagensverhaltens sowie der resultierenden SEA werden in beiden Methoden identifiziert und quantifiziert. Mit dem Konzept des wirksamen Querschnitts vordimensionierte Kennwerte (SEA: 30 – 82 kJ/kg) können hierbei mit den Versuchsergebnissen (SEA: 39 – 78 kJ/kg) in guter Übereinstimmung bestätigt werden.

Für die numerische Integration eines energieabsorbierenden Bauteils im Gesamtfahrzeugkontext wird im Rahmen dieser Arbeit eine hybride Simulationsmethodik, bestehend aus Volumen- und Schalenelementen, entwickelt. Während die Volumenelemente zur Darstellung des progressiven Versagensverhaltens verwendet werden, wird das FVK-Schalenmaterialmodell zusammen mit einem Schichtmodell zur Steifigkeits- und Festigkeitsberechnung des Verbundes verwendet. Im Übergangsbereich werden die Volumenelemente an die Schalen gekoppelt, um den Kraftfluss in diesem Bereich zu gewährleisten. Die relative Position der Bruchfront wird modelltechnisch über Kontaktsuchbedingungen realisiert. Diese werden genutzt, um zwischen den Elementtypen lokal umzuschalten. Der wesentliche Vorteil dieser Methode ist die berechnungseffiziente Einbindung des energieabsorbierenden Verhaltens in die explizite FE-Crashberechnung. Die gute Korrelation der numerischen Berechnungsergebnisse zu entsprechenden Versuchsdaten, die im Rahmen einer experimentellen

Untersuchung zum Energieabsorptionsverhalten unter schräger und partieller Belastung ermittelt werden, zeigt die Anwendbarkeit dieser Methode für diese Konfigurationen.

In der abschließenden Validierung werden die vorgestellten Methoden zu einer durchgängigen Auslegungskette verbunden. Basierend auf einem beispielhaften Bauraum, wie er für automobile Anwendungen denkbar ist, werden die Methoden genutzt, um eine Struktur gezielt für eine effiziente Energieabsorption auszulegen. Im Rahmen der Validierung wird gezeigt, dass mithilfe der entwickelten Simulationsmethodiken Potenziale in der Bauteildefinition identifiziert werden können, wodurch im vorliegenden Fall eine Steigerung der SEA von über 40% bei gleichem Bauraum und Bauteilgewicht erzielt wird. Ausgehend von den Erkenntnissen auf Bauteilebene wird eine beispielhafte FVK-Vorderwagenstruktur entworfen. Die Berechnungen mit der entwickelten gesamtfahrzeugtauglichen hybriden Simulationemethode zeigen die Anwendbarkeit dieser Methode zur Analyse von Karosseriestrukturen in Mischbauweise. Sowohl die resultierenden Belastungen auf den Fahrzeuginsassen als auch die Strukturintrusionen können mit diesem Modell virtuell bewertet werden.

Zusammenfassend sind die vorgestellten Modelle und Methoden als ein wesentlicher Beitrag zur methodischen Auslegung und Simulation des Versagensverhaltens von energieabsorbierenden FVK-Bauteilen zu verstehen. Zwar sind Prototypenversuche für die Validierung und Modelloptimierung unentbehrlich, mithilfe der entwickelten Modelle können diese jedoch, insbesondere in der frühen Entwicklungsphase, deutlich reduziert werden.

Literaturverzeichnis

- [Aba10] Abaqus/CAE User's Manual, Dassault Systèmes, <http://www.simulia.com>, 2010.
- [Akt09] Aktay L., *Improved Simulation Techniques for Modelling Impact and Crash Behaviour of Composite Structures*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2009.
- [Bam09] Bambach M.; Elchalakani M.; Zhao X., *Composite steel–CFRP SHS tubes under axial impact*, *Composite Structures*, 87: 282–292, 2009.
- [Bec04] Bechtold M.; Drechsler K.; Maidl F.; Möltgen B.; Strachauer F., *US 6,830,286 B2*. USA, 2004.
- [Ber84] Berry J., *Energy absorption and failure mechanisms of axially crushed GRP tubes*, Ph.D. thesis, University of Liverpool, 1984.
- [Böh10] Böhler P., *Entwicklung eines phänomenologischen Modellansatzes zur numerischen Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens von Faserverbundstrukturen*, Diplomarbeit, Universität Stuttgart, 2010.
- [Bot05] Bottome K., *The Energy Absorption of Damaged Braided and Non-Crimp Fibre Composite Material Structures*, Ph.D. thesis, University of Nottingham, 2005.
- [Bri05] Brimhall T., *Friction energy absorption in fiber reinforced composites*, Ph.D. thesis, Michigan State University, 2005.
- [Cal10] Calvi A., *ECSS Handbook Buckling of Structures*, *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, 10: 949-955, 2010.
- [Chi98] Chiu C.; Tsai K.; Huang W., *Effects of Braiding Parameters on Energy Absorption Capability of Triaxially Braided Composite Tubes*, *Journal of Composite Materials*, 32: 1964-1983, 1998.

- [Chi99] Chiu C.; Tsai K.; Huang W., *Crush-failure modes of 2D triaxially braided hybrid composite tubes Composites*, Composites Science and Technology, 59: 1713-1723, 1999.
- [Chu94] Chung D., *Carbon Fiber Composites*, Butterworth-Heinemann, Newton, 1994.
- [Dan06] Daniel I.; Ishai O., *Engineering Mechanics of Composite Materials*, 2. Auflage, Oxford University Press, Oxford, 2006.
- [DIN00] DIN EN ISO 14126, Deutsche Norm, Faserverstärkte Kunststoffe: Bestimmung der Druckeigenschaften in der Laminebene, 2000.
- [DIN96] DIN EN 6033, Deutsche Norm, Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe: Bestimmung der interlaminaren Energiefreisetzungsrates Mode 1 G1C, 1996.
- [DIN97] DIN EN ISO 527-4, Deutsche Norm, Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 4 Prüfbedingungen für isotrope und anisotrope faserverstärkte Kunststoffverbunde, 1997.
- [DIN98] DIN EN ISO 14129, Deutsche Norm, Faserverstärkte Kunststoffe: Zugversuch an 45°-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungskurven, des Schubmoduls in der Lagenebene, 1998.
- [Dre06] Drechsler K., *Werkstoffe und Fertigungsverfahren der Luft- und Raumfahrttechnik*, Vorlesungsunterlagen, Universität Stuttgart, 2006.
- [Dre07] Drechsler K., *Leichtbau 1/2*, Vorlesungsunterlagen, Universität Stuttgart, 2007.
- [Dub98] Dubey D.; Vizzini A., *Energy Absorption of Composite Tubes and Plates*, Journal of Composite Materials, 32: 158-176, 1998.
- [Dur08] Durst K. G., *Beitrag zur systematischen Bewertung der Eignung anisotroper Faserverbundwerkstoffe im Fahrzeugbau*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2008.
- [Ebe07] Eberle K.; Wagner J., *Versuchstechnik*, Vorlesungsunterlagen, Universität Stuttgart, 2007.
- [Ehr99] Ehrenstein G., *Polymer Werkstoffe Struktur-Eigenschaften-Anwendungen*, 2. Auflage, Hanser Verlag, München Wien, 1999.

- [Ehr92] Ehrenstein G., *Faserverbund-Kunststoffe Werkstoffe-Verarbeitung-Eigenschaften*, 2. Auflage, Hanser Verlag, München Wien, 2006.
- [Far83] Farley G., *Energy Absorption of Composite Materials*, Journal of Composite Materials, 17: 267-279, 1983.
- [Far86a] Farley G., *Effect of Fiber and Matrix Maximum Strain on the Energy Absorption of Composite Materials*, Journal of Composite Materials, 20: 322-334, 1986.
- [Far91] Farley G., *The Effects of Crushing Speed on the Energy-Absorption Capability of Composite Tubes*, Journal of Composite Materials, 25: 1314-1329, 1991.
- [Far92] Farley G.; Dickinson L., *Removal of surface loop from stitched composites can improve compression and Compression-after-Impact strengths*, Journal of Reinforced Plastics and Composites, 11: 633 - 642, 1992.
- [Far92b] Farley G.; Jones R., *Crushing Characteristics of Continuous Fiber-Reinforced Composite Tubes*, Journal of Composite Materials, 26: 37-50, 1992.
- [Far92a] Farley G.; Jones R., *Prediction of the Energy-Absorption Capability of Composite Tubes*, Journal of Composite Materials, 26: 388-404, 1992.
- [Fei08] Feindler N., *Numerische und experimentelle Untersuchungen zum Crashverhalten einer Fahrzeugteilstruktur in Faserverbundbauteile*, Diplomarbeit, Universität Stuttgart, 2008.
- [Fei11a] Feindler N.; Döll J.; Böhrer P.; Drechsler K., *Numerical modelling of the energy absorption of composite material*, 11th Deformation and Fracture of Composites, Cambridge, 2011.
- [Fei11b] Feindler N.; Döll J.; Drechsler K., *Analysis and crash modelling of through thickness reinforced composite structures under axial crushing*, PAM-CRASH Forum 2011, Aschaffenburg, 2011.
- [Fei11c] Feindler N.; Döll J.; Drechsler K., *Test Method to Analyse the Energy Absorption of Composite Material using Flat Coupon Testing*, 5th International Conference on Composites Testing and Model Identification, Lausanne, 2011.

- [Fei11d] Feindler N.; Döll J.; Drechsler K., *CFK in automobilen Crashstrukturen: Anforderungen, Dimensionierung und Simulation*, ATZ-Fachtagung „Werkstoffe im Automobilbau“, Stuttgart, 2011.
- [Fei11e] Feindler N.; Döll J.; Fuhr J.; Böhrer P.; Drechsler K., *Simulation and dimensioning of energy absorbing composite structures for automotive applications*, NAFEMS Seminar: "Progress in Simulating Composites", Wiesbaden, 2011.
- [Fer08a] Feraboli P., *Development of a Corrugated Test Specimen for Composite Materials Energy Absorption*, Journal of Composite Materials, 42: 229-256, 2008.
- [Fer08b] Feraboli P., *Standardization of Numerical and Experimental Methods for Composite Crashworthiness*, AMTAS Fall Meeting, 2008.
- [Fer09a] Feraboli P., *Development of a Modified Flat-plate Test Specimen and Fixture for Composite Materials Crush Energy Absorption*, Journal of Composite Materials, 43: 1967 – 1990, 2009.
- [Fer09b] Feraboli P.; Wade B.; Deleo F.; Rassaian M., *Crush energy absorption of composite channel section specimens*, Composites Part A, 40: 1248–1256, 2009.
- [Fon90] Fontana Q., *Speed and Temperature Effects in the Energy Absorption of Axially Crushed Composite Tubes*, Ph.D. thesis, University of Cambridge, 1990.
- [Fou06] Fouinneteau M., *Damage and failure modelling of carbon and glass 2D braided composites*, Ph.D. thesis, Cranfield University, 2006.
- [Fuh10] Fuhr J., *Aufbau einer simulationsbasierten Entwurfsmethodik zur Vorauslegung von energieabsorbierenden FVK-Crashstrukturen*, Diplomarbeit, Universität Stuttgart, 2010.
- [Gei02] Geier B.; Meyer-Piening H.; Zimmermann R., *On the influence of laminate stacking on buckling of composite cylindrical shells subjected to axial compression*, Composite Structures, 55: 467–474, 2002.
- [Gre05] Greve L., *Damage and Failure Modelling of carbon/epoxy Non Crimp Fabric Composites*, Ph.D. thesis, Cranfield University, 2005.
- [Gri07] Gries T.; Klopp K., *Füge- und Oberflächentechnologien für Textilien - Verfahren und Anwendungen*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2007.

- [Ham92] Hamada H.; Coppola J.; Hull D.; Maekawa Z.; Sato H., *Comparison of energy absorption of carbon/epoxy and carbon/PEEK composite tubes*, Composites, 23: 245-252, 1992.
- [Ham95] Hamada H.; Ramakrishna S., *Scaling effects in the energy absorption of carbon-fiber/PEEK composite tubes*, Composites Science and Technology, 55: 211-221, 1995.
- [Ham96] Hamada H.; Ramakrishna S., *Effect of Fiber Material on the Energy Absorption Behavior of Thermoplastic Composite Tubes*, Journal of Thermoplastic Composite Materials, 9: 259-279, 1996.
- [Ham97] Hamada H.; Ramakrishna S., *A Fem Method for Prediction of Energy Absorption Capability of Crashworthy Polymer Composite Materials*, Journal of Reinforced Plastics and Composites, 16: 226-242, 1997.
- [Ham94] Hamada H.; Ramakrishna S.; Maekawa Z.; Nakamura M.; Nishiwaki T., *Energy Absorption Characteristics of Composite Tubes With Different Cross-Sectional Shapes*, Advanced Composites, 523-534, 1994.
- [Han89] Hanagud S.; Craig J.; Sriram P.; Zhou W., *Energy Absorption Behavior of Graphite Epoxy Composite Sine Webs*, Journal of Composite Materials, 23: 448-459, 1989.
- [Hex05] Datenblatt Infusionsharz MGS RIM 135 (L135i) / Härter MGS RIMH 134 - RIMH 137 (H134i - H137i), Hexion, <http://www.hexionchem.com/>, 2005.
- [Hin04] Hinton M.; Kaddour A.; Soden P., *Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites: The World-Wide Failure Exercise*, Elsevier, Amsterdam Bosten Heidelberg, 2004.
- [Hog06] Hogg P.; Cauchi Savona S., *Investigation of plate geometry on the crushing of flat composite plates*, Composites Science and Technology, 66: 1639–1650, 2006.
- [Hol08] Holzapfel M.; Kopp G.; Adamski P.; Elsenhans H.; Hambrecht T.; Döll J., *Untersuchungen zur Modellierung von Strukturen aus FKV unter Crashbelastung mit Hilfe von Mehrschalenmodellierungen*, 7. LS-Dyna Anwenderforum, Bamberg, 2008.

- [Hul82] Hull D., *Energy absorption of composite materials under crash conditions* *Progress in science and engineering of composites*, Proceedings of the Fourth International Conference on Composite Materials, 861-870, 1982.
- [Hul91] Hull D., *A unified approach to progressive crushing of fiber reinforced composite tubes*, *Composites Science and Technology*, 40: 377-421, 1991.
- [Ina03] Inai R.; Chirwa E.; Saito H.; Uozumi T.; Nakai A.; Hamada H., *Experimental investigation on the crushing properties of carbon fibre braided composite tubes*, *International Journal of Crashworthiness*, 8: 513-521, 2003.
- [Jac02] Jacob G.; Fellers J.; Simunovic S.; Starbuck J., *Energy Absorption in Polymer Composites for Automotive Crashworthiness*, *Journal of Composite Materials*, 36: 813-850, 2002.
- [Jac03] Jacob G.; Starbuck J.; Simunovic S.; Fellers J., *New Test method for determining energy absorption mechanisms in polymer composite plates*, *Polymer Composites*, 24: 706-715, 2003.
- [Joh06] Johnson A., *Determination of composite energy absorption properties*, Proceedings of the 50th MIL-HDBK-17 Coordination Meeting – Crashworthiness Working Group, Chicago, 2006.
- [Joh01] Johnson A.; Pickett A.; Rozycki P., *Computational methods for predicting impact damage in composite structures*, *Composite Science and Technology*, 61: 2183-2192, 2001.
- [Jou02] Joubaud L.; Trochu F.; Le Corvec J., *Analysis of resin flow under flexible cover in vacuum assisted resin infusion*, *Journal of Advanced Materials*, 1-7, 2002.
- [Kan94] Kang T.; Lee S., *Effect of stitching on the mechanical and impact properties of woven laminate composite*, *Journal of Composite Materials*, 28: 1574 – 1587, 1994.
- [Kar97] Karbhari V.; Falzon P.; Herzberg I., *Energy Absorption Characteristics of Hybrid Braided Composite Tubes*, *Journal of Composite Materials*, 31: 1164-1186, 1997.
- [Kle00] Klein B., *Leichtbau-Konstruktion: Berechnungsgrundlagen und Gestaltung*, Vieweg-Verlag, Braunschweig, Wiebaden, 2000.

- [Kra06] Kramer F., *Passive Sicherheit von Kraftfahrzeugen Biomechanik – Simulation – Sicherheit im Entwicklungsprozess*, 2. Auflage, Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, Wiesbaden, 2006.
- [Krö02] Kröger M., *Methodische Auslegung und Erprobung von Fahrzeug-Crashstrukturen*, Dissertation, Universität Hannover, 2002.
- [Lad92] Ladeveze P.; Le Dantec E., *Damage Modelling of the elementary ply for laminated composites*, Composites Science and Technology, 43: 257-267, 1992.
- [Laf07] Laffaille J., *Effect of Z-pinning on the delamination crack propagation under fatigue loading conditions*, M.Sc. thesis, Cranfield University, 2007.
- [Lan50] Lankford W.; Snyder S.; Bausher J., *New criteria for predicting the press performance of deep drawing sheets*, Trans. ASM, 42: 1197–1205, 1950.
- [Laz04] Lazarus S., *Energy Absorption For Crashworthiness In Carbon Fibre Braided Composite Structures*, Ph.D. thesis, Cranfield University, 2004.
- [Lee02] Lee J.; Shin K.; Kim K.; Huh J., *Axial crush and bending collapse of an aluminum/GFRP hybrid square tube and its energy absorption capability*, Composite Structures, 57: 279-287, 2002.
- [Liu03] Liu G.; Liu M., *Smoothed particle hydrodynamics: a meshfree particle method*, World Scientific Publishing, Singapur, 2003.
- [LSD11] LS-DYNA 971 Manual Vol II - Material Models, <http://www.lstc.com>, 2011.
- [Mah04] Mahdi E.; Hamouda A.; Sen A., *Quasi-static crushing behaviour of hybrid and non-hybrid natural fibre composite solid cones*, Composite Structures, 66: 647-663, 2004.
- [Mai90] Maier M., *Experimentelle Untersuchungen und numerische Simulation des Crashverhaltens von Faserverbundwerkstoffen*, Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1990.
- [Mam96] Mamalis A.; Manolakos D.; Demosthenous G.; Ioannidis M., *Analysis of Failure Mechanisms Observed in Axial Collapse of Thin-Walled Circular Fibreglass Composite Tubes*, Thin- Walled Structures, 24: 335-352, 1996.

- [Mam97] Mamalis A.; Manolakos D.; Demosthenous G.; Ioannidis M., *The static and dynamic axial crumbling of thin walled fibreglass composite square tubes*, Composites Part B, 28B: 439-451, 1997.
- [Mam04] Mamalis A.; Manolakos D.; Ioannidis M.; Papapostolou D., *On the experimental investigation of crash energy absorption in laminate splaying collapse mode of FRP tubular components*, Composite Structures, 70: 413–429, 2004.
- [Mar02] Marsolek J., *Energieabsorptionsverhalten zylinderschalenförmiger Strukturelemente aus Metall und Faserverbundwerkstoff*, Dissertation, RWTH Aachen, 2002.
- [McG08] McGregor C.; Vaziri R.; Xiao X., *Simulation of Energy Absorption in Braided Composite Tubes through Axial Crushing*, 10th international LS-DYNA User Conference, 19: 55-68, 2008.
- [Mil09] Miller F.; Vandome A.; McBrewster J., *AUDI R8*, VDM Publishing House Lt., Saarbrücken, 2009.
- [Min51] Mindlin R., *Influence of Rotary Inertia and Shear On Flexural Motions of Isotropic Elastic Plates*, Journal of Applied Mechanics, 18: 31-38, 1951.
- [Mou97] Mouritz A.; Leong K.; Herszberg I., *A review of the effect of stitching on the in-plane mechanical properties of fibre-reinforced polymer composites*, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 28: 979-991, 1997.
- [Ost92] Ostermann F., *Aluminium-Werkstofftechnik für den Automobilbau*, 1. Auflage, Expert Verlag, Renningen, 1992.
- [PAM11] PAM-CRASH Version 2011 Manuals, Engineering System International, <http://www.esi-group.com>, 2011.
- [Pet04] Peter J., *Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Crashverhalten von Strukturbauteilen aus kohlefaserverstärkten Kunststoffen*, Dissertation, Fraunhofer Institut für Kurzzeitdynamik, 2004.
- [Pic08] Pickett A., *Material Calibration MAT131*, Vorlesungsunterlagen, Universität Stuttgart, 2008.

- [Pre10] Preller F., *Spannungsanalyse mithilfe der klassischen Laminattheorie (CLT)*, IKV Fachtagung, Aachen, 2010.
- [Puc08] Puck A., *Analysis of Failure in Fiber Polymer Laminates: The Theory of Alfred Puck*, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2008.
- [RAD09] RADIOSS Theory Manual. 10.0 version, Altair Engineering, Inc, <http://www.altairhyperworks.de>, 2009.
- [Ram95] Ramakrishna S.; Hamada H.; Maekawa Z.; Sato H., *Energy Absorption Behavior of Carbon-Fiber-Reinforced Thermoplastic Composite Tubes*, Journal of Thermoplastic Composite Materials, 8: 323-344, 1995.
- [Rei47] Reissner E., *On Bending of Elastic Plates*, Quarterly of Applied Mathematics, 5: 55-68, 1947.
- [Saa08] Datenblatt HS150 EE24 REM CARBON UD Prepreg, SAATI Group, <http://www.saati.com/>, 2008.
- [Sae07] Datenblatt Bidiagonal-Carbon-Gelege S37CX000-00300-T2540-264000, Saertex, <http://www.saertex.com/>, 2007.
- [Sat93] Satoh H.; Hirakawa H.; Maekawa Z.; Hamada H.; Nakamura M.; Hull D., *Comparison of Energy Absorption Among Carbon/Thermoplastic Tubes*, Advanced Materials: Performance Through Technology Insertion, 38: 952-966, 1993.
- [Sch08] Schindler V.; Sievers I., *Forschung für das Auto von morgen*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York, 2008.
- [Sch87] Schmuesser D.; Wickliffe L., *Impact energy absorption of continuous fiber composite tubes*, Journal of Engineering Materials and Technology , 109: 72-77, 1987.
- [Sch01] Schultz M.; Hyer M., *Static Energy Absorption Capacity of Graphite-Epoxy Tubes*, Journal of Composite Materials, 35: 1747-1761, 2001.
- [Sch07] Schürmann H., *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2007.

- [Sch11] Schweizer K., *Entwurf und Funktionsauslegung innovativer Vorderwagenkonzepte in Faserverbundbauweise*, Diplomarbeit, Universität Stuttgart, 2011.
- [SGL08] Datenblatt Sigratex Prepreg CE 8208-165-45S, SGL Carbon Group, <http://www.sglgroup.com>, 2008.
- [Sol07] Solaimurugan S.; Velmurugan R., *Influence of fibre orientation and stacking sequence on petalling of glass/polyester composite cylindrical shells under axial compression*, International Journal of Solids and Structures, 44: 6999-7020, 2007.
- [Str80] Strobel W., *Die moderne Automobilkarosserie: Styling, Sicherheit, Berechnung, Konstruktion, Erprobung*, Franckh'sche Verlagshandlung, Stuttgart, 1980.
- [Tak07] Takashima T.; Ueda M.; Kato Y., *Experimental Study on Energy Absorption of CFRP Laminated Plate Using New Test Fixture*, 10th Japan International SAMPE Symposium & Exhibition, 2007.
- [Tao93] Tao W.; Robertson R.; Thornton P., *Effects of material properties and crush conditions on the crush energy absorption of fiber composite rods*, Composites Science and Technology, 47: 405-418, 1993.
- [Tho90] Thornton P., *The Crush Behavior of Pultruded Tubes at High Strain Rates*, Journal of Composite Materials, 24: 594-615, 1990.
- [Tho82] Thornton P.; Edwards P., *Energy Absorption in Composite Tubes*, Journal of Composite Materials, 16: 521-544, 1982.
- [Tho85] Thornton P.; Harwood J.; Beardmore P., *Fiber-reinforced plastic composites for energy absorption purposes*, Composites Science and Technology, 24: 275-298, 1985.
- [Toh08] Produktprogramm und Eigenschaften für Tenax STS Filamentgarn, Toho Tenax, 2008.
- [Tro89] Troost A., *Einführung in die allgemeine Werkstoffkunde metallischer Werkstoffe 1, 2.* Auflage, Springer Verlag, Berlin, 1989.
- [Tro03] Troulis E., *Effect of Z-Fiber pinning on the mechanical properties of carbon fibre/epoxy composites*, Ph.D. thesis, Cranfield University, 2003.

- [Tsa71] Tsai S.; Wu E., *A general theory of strength for anisotropic materials*, Journal of Composite Materials, 5: 58-80, 1971.
- [VDI06] VDI-Richtlinie 2014: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 2006.
- [Vel04] Velmurugan R.; Gupta N.; Solaimuruganc S.; Elayaperumal A., *The effect of stitching on FRP cylindrical shells under axial compression*, International Journal of Impact Engineering, 30: 923-938, 2004.
- [War03] Warrior N.; Turner T.; Robitaille F.; Rudd C., *Effect of resin properties and processing parameters on crash energy absorbing composite structures made by RTM*, Composites: Part A, 34: 543–550, 2003.
- [Yua97] Yuan Q.; Kerth S.; Karger-Kocsis J.; Friedrich K., *Crash and energy absorption behaviour of interleaved carbon-reinforced epoxy tubes*, Journal of Materials Science Letters, 16: 1793-1796, 1997.
- [Zha08] Zhao N., *Nähen als Montageverfahren textiler Preforms und Wirkungen der Nähte auf lokale mechanische Eigenschaften thermoplastischer Faserverbundwerkstoffe*, Dissertation, TU Dresden, 2008.
- [Zol07a] Datenblatt Unidirektional-Carbon-Gelege PX35FBUD0300, Zoltek, <http://www.zoltek.com/>, 2007.
- [Zol07b] Datenblatt Carbonfaser PANEX35 CONTINUOUS TOW, Zoltek, <http://www.zoltek.com/>, 2007.

Bildverzeichnis

Bild 1.1:	Entwicklung der Fahrzeuggewichte am Beispiel Volkswagen GOLF mit Darstellung der aktuellen Gewichtsanteile [Volkswagen].....	2
Bild 1.2:	Vergleich des charakteristischen Energieabsorptionsverhaltens von metallischen und Faserverbundstrukturen und typischen spezifischen Kennwerten.....	3
Bild 1.3:	Vorgehen zur methodischen Charakterisierung, Vordimensionierung und Simulation von energieabsorbierenden FVK-Bauteilen.	4
Bild 2.1:	Komponenten eines faserverstärkten Verbundes aus Fasern und Matrix (hier: unidirektionale Einzelschicht) [Pre10].	7
Bild 2.2:	Ablauf bei der Berechnung zur Bestimmung der mechanischen Verbundkennwerte nach der klassischen Laminattheorie (CLT) [Pre10].	10
Bild 2.3:	Klassifizierung der Versagensarten typischer energieabsorbierender Materialien bei nichtreversiblen Verformungen.	13
Bild 2.4:	Zeitliche Darstellung des dynamischen Versuchsablaufs eines Kohlenstofffaser-Epoxidharz Bauteils in einem Fallwerk.	14
Bild 2.5:	Schliffbilder und schematische Skizzen zur Wirkweise eines 45°-Fasentriggers. Entnommen aus einem quasi-statisch geprüfem Rohrprobekörper $[\pm 45^{\circ}_2, 0^{\circ}_4]_s$	15
Bild 2.6:	Mikroskopische Aufnahmen zur Bruchfront eines geprüften FVK-Bauteils $[\pm 45^{\circ}_2, 0^{\circ}_4]_s$ mit Darstellung von Faserbrüchen und Delaminationen. In der Vergrößerung im rechten Bild ist ein Ausknicken von Faserbündeln aufgrund einer Druck- und Schubbelastung zu erkennen.....	16
Bild 2.7:	Schematische Darstellung einer symmetrischen Bruchfront mit freigeschnittenen Kräften am Stempel, Bruchkeil und Probekörper.....	17
Bild 2.8:	Anteile der einzelnen Versagensmechanismen an der Gesamtenergieabsorption eines kohlenstofffaserverstärkten FVK-Bauteils [McG08] [Bri05].....	18
Bild 2.9:	Typischer Kraft-Weg-Verlauf eines energieabsorbierenden Bauteils mit entsprechenden charakteristischen Kennwerten (Kraftpeak, mittleres Kraftniveau, Schwankungsbreite, Crushinglänge und absorbierte Energie).....	19
Bild 2.10:	Einfluss des Flechtwinkels bei einem C-Biaxial-Geflecht auf die spezifische Energieabsorption [Chi98]. [Bild: IFB-Universität Stuttgart].	24

Bild 2.11:	Einfluss des eingeschlossenen Winkels einer offenen Wellenstruktur auf das Versagensverhalten und die Crushingspannung [Han89].....	25
Bild 2.12:	Beispiel einer schalenbasierten Darstellung eines biegebelasteten Laminates und zugehöriger Spannungs- und Dehnungsverteilungen. Zur numerischen Darstellung der Dehnungsverteilung über die Dicke wird jeder Einzelschicht ein Integrationspunkt zugewiesen [Dan06].	29
Bild 2.13:	Verlauf der Spannung in einer 90°-Schicht eines Kreuzverbundes vor und nach Zfb [Sch07].	30
Bild 2.14:	Dreidimensionaler Versagenskörper nach Puck (links) mit Schnittansicht (rechts) zur Darstellung der entsprechenden Versagensmodi für den Zwischenfaserbruch (Zfb) [Sch07].	31
Bild 2.15:	Schematischer Vergleich unterschiedlicher Modellansätze zur numerischen Darstellung des progressiven Versagens einer FVK-Struktur. a) Konventionelles FVK-Materialmodell mit implementiertem Versagensmodell, b) Geschichtetes Schalenmodell, bei dem zwei oder mehrere Schichten versetzt sind und c) konventionelles FVK-Materialmodell mit einstellbarem Degradationsmodell (SOFT) zur Reduktion der Festigkeit in der Bruchfront.	34
Bild 3.1:	Schematische Darstellung des „vacuum assisted resin infusion“ (VARI) Verfahrens zur Herstellung von FVK-Bauteilen [Jou02].	41
Bild 3.2:	Oben: Roboter mit entsprechendem Nähkopf während des Tuftingprozesses. Unten: Schematische Darstellung des Tuftingprozesses (Mitte) sowie eine Draufsicht (links) und Rückansicht (rechts) eines getufteten Aramidgarns in einem Kohlenstofffasergelege.	42
Bild 3.3:	Schliffbild durch die ersten beiden Lagen eines getufteten Laminates (MAT A –A-Faser 3 x 3 mm). In den Detailbildern ist die Auslenkung der C-Fasern infolge der z-Verstärkung zu erkennen.	43
Bild 3.4:	Darstellung der Probekörperentnahme und beispielhafter Proben inklusive der Laminatreferenzrichtung für die Charakterisierung der mechanischen Kennwerte (Steifigkeit/ Festigkeit).....	45
Bild 3.5:	Spannungs-Dehnungs-Verlauf unter Zug- und Druckbelastung des MAT D. Für die Druckprüfung wird die Celanese-Vorrichtung (Bild: [DIN00]) zur Stabilisierung verwendet.	46
Bild 3.6:	Schubspannungs-Schubverformungs-Verlauf unter Schubbelastung des MAT D [$\pm 45^\circ$] _{4s}	47

Bild 3.7:	Spannungs-Dehnungs-Verlauf unter Zug- und Druckbelastung des MAT C. Für die Druckprüfung wird die Celanese-Vorrichtung (Bild: [DIN00]) zur Stabilisierung verwendet.	48
Bild 3.8:	Querstauchung-Längsdehnungs-Verlauf unter Zugbelastung des MAT C.	48
Bild 3.9:	Zusammenfassung von Untersuchungen zum Einfluss der z-Verstärkung auf die relative Veränderung der Zug- und Druckfestigkeiten verschiedener Materialien [Zha08].	50
Bild 3.10:	Spannungs-Dehnungs-Verlauf unter Zug- und Druckbelastung des MAT C mit AF-Tufting 3 x 3mm. Die gepunktete Linie dient als Referenz der Basislaminate. (Bild: [DIN00]).....	50
Bild 3.11:	Geprüfte Probekörper der Referenz- (oben) und getufteten (unten) Versuchsreihe mit MAT C.	51
Bild 3.12:	Analytische (Linie) und experimentelle (Punkt) Beulspannungen über die freie Länge für einen ebenen einseitig fest eingespannten Probekörper mit Laminat $[\pm 45^\circ, 0^\circ]_s$ [Fei11c].	54
Bild 3.13:	Kritische Beulspannung eines Probekörpers aus MAT A mit drei fest eingespannten Seiten in Abhängigkeit der Probekörperlänge und -breite.....	55
Bild 3.14:	Darstellung der entwickelten Vorrichtung zur Stabilisierung ebener Prüfkörper zur experimentellen Untersuchung des Energieabsorptionsverhaltens.	56
Bild 3.15:	Quasi-statischer Versuchsablauf mit entwickeltem Prüfstand zur Analyse des Energieabsorptionsverhaltens an Flachproben.....	57
Bild 3.16:	Quasi-statisch geprüfter Probekörper des MAT A inklusive Detailaufnahme (Mitte) und Schnittdarstellung der Bruchfront (rechts).....	57
Bild 3.17:	Zusammenfassung der Kraft-Weg-Verläufe der quasi-statisch geprüften ebenen Probekörper mit MAT A. Die hervorgehobenen Markierungen entsprechen den Zeitstufen aus Bild 3.15.....	58
Bild 3.18:	Verwendete Probekörpergeometrie zur Korrelation der Versuchsergebnisse mit Omega-Profilen. Die Probekörper sind mit MAT A hergestellt.....	59
Bild 3.19:	Vergleich der Energieabsorptionskennwerte, die mit Flachproben (dunkel) und mit Omega-Profilen (hell) gemessen werden.	60
Bild 3.20:	Im Rahmen der Einflussanalyse zur Versagensinitiierung betrachtete geometrische Trigger.	61
Bild 3.21:	Vergleich der spezifischen Energieabsorption und Maximalkraft für verschiedene Versagensinitiierungen mit MAT A.....	62

Bild 3.22:	Untersuchte Lamine zur Einflussanalyse der Faserorientierung auf die SEA mit MAT C.....	63
Bild 3.23:	Einfluss der Faserorientierung auf die SEA eines quasi-statisch geprüften Probekörpers mit dem Lagenaufbau $[x^{\circ}]_s$	63
Bild 3.24:	Einfluss der unidirektionalen Lagen auf die SEA eines quasi-statisch geprüften Probekörpers mit dem Lagenaufbau $[\pm 45^{\circ}, 0^{\circ}]_s$	65
Bild 3.25:	Untersuchte z-verstärkte (getuftete) Probekörper (MAT A) mit den entsprechenden verwendeten Tuftingmaterialien und Stichmustern.	66
Bild 3.26:	Zusammenfassung der Kraft-Weg-Verläufe der quasi-statisch geprüften Flachproben mit MAT A und z-Verstärkung (Kohlenstofffaser / Stichmuster 3 x 3 mm). Rechts: Detailbetrachtung des Kraftverlaufes von Probekörper Nr. 3 mit charakteristischer Wellenlänge der Kraftoszillation infolge des Stichmusters.	67
Bild 3.27:	Vergleich der spezifischen Energieabsorption des z-verstärkten MAT A mit verschiedenen Tuftingmaterialien und Stichmustern. Zum Vergleich ist die SEA des nicht getufteten Referenzmaterials (rechts) angegeben.	68
Bild 3.28:	Fallwerk zur Untersuchung der dynamischen Eigenschaften des Energieabsorptionsverhaltens an Flachproben. Rechts: Detaildarstellung des geprüften Probekörpers in der Einspannung.	69
Bild 3.29:	Vergleich der spezifischen Energieabsorption und Maximalkraft für verschiedene Auftreffgeschwindigkeiten mit MAT A.	70
Bild 4.1:	Einteilung des Versagensverhaltens mit a) keinen, b) lokalen und c) globalen Instabilitäten sowie die zugehörigen charakteristischen Kraft-Weg-Verläufe [Fei11e].....	71
Bild 4.2:	Beispielhafte Darstellung der Reaktionskraft über die Stauchungskompression eines axial belasteten Bauteils mit realem und idealem Verlauf [VDI06] [Fuh10].	74
Bild 4.3:	Spannungsverteilung (aus geometrisch nichtlinearer FE-Analyse) über den Querschnitt eines druckbelasteten Bauteils a) im linear-elastischen Bereich b) mit lokalen Instabilitäten.	75
Bild 4.4:	Darstellung des Konzepts des wirksamen Querschnitts mit der Spannungsverteilung aus nichtlinearer Strukturanalyse sowie der entsprechenden Crushingspannung zur Definition der Teilbereiche, die effektiv zur Energieabsorption beitragen. Rechts: Teilbereiche, deren lokale Spannungen oberhalb der Crushingspannung liegen (schwarz: Wirksamer Querschnitt).	76

Bild 4.5:	Berechnungsablauf des Konzepts des wirksamen Querschnitts unter Berücksichtigung verschiedener Versagensfälle.....	77
Bild 4.6:	Aufbau des FE-Detailmodells mit geschichteten Schalenelementen und integriertem Bruchkeil für ein Omega-Profil.	80
Bild 4.7:	Prinzipielle Darstellung des TIED-Kontakts an einem Schalenelement mit Master-Slave-Beziehung zur Delaminationsmodellierung [PAM11] [Gre05].....	81
Bild 4.8:	Delaminationsmodell (Spannung-Verschiebung) von Johnson, Pickett und Rozicky zur Darstellung des Rissfortschritts unter Mode I [PAM11] [Gre05].	82
Bild 4.9:	Verwendete Materialmodelle mit entsprechenden Spannungs-Dehnungs-Kurven für Zug- und Druckbelastung zur Darstellung des Schädigungsverhaltens beim progressiven Versagen. a) FVK-Materialmodell (MAT131) mit Schädigungsdefinition b) Anisotropes Schädigungsmodell zur Darstellung der bleibenden Materialschädigung (MAT117) c) Überlagerung der Materialmodelle mit gemeinsamen Berechnungsknoten.....	83
Bild 4.10:	Darstellung der experimentellen und numerischen Ergebnisse zur Parameteridentifikation an ebenen Probekörpern.....	85
Bild 4.11:	Zusammenfassung der resultierenden ungefilterten (gestrichelt) und mit Filter SAE600 gefilterten (schwarz) numerischen sowie experimentellen Ergebnisse (grau) zur Parameteridentifikation an ebenen Probekörpern.	86
Bild 4.12:	Im Rahmen der Validierung der numerischen Methoden untersuchte Probekörpergeometrie mit MAT A und umlaufender 45°-Fase.	88
Bild 4.13:	Darstellung der knotenspezifischen Spannungs-Weg-Kurven des Probekörpers „L-Winkel groß“ mit entsprechender Spannungsverteilung und Verschiebung (Konturdarstellung) über den Querschnitt.....	89
Bild 4.14:	Zusammenfassung der Ergebnisse aus dem Konzept des wirksamen Querschnitts für die drei betrachteten Profile (MAT A) mit den charakteristischen Spannungsverteilungen sowie den wesentlichen Kennwerten.	91
Bild 4.15:	Simulation des Versagensverhaltens der drei untersuchten Probekörper mit dem expliziten FE-Detailmodell. In transparent sind jeweils der Bruchkeil und der Stempel dargestellt.....	93
Bild 4.16:	Numerische und experimentelle Ergebnisse der drei untersuchten Probekörperquerschnitte. Die numerischen Kurven des expliziten Modells	

	(gestrichelt) sind zusätzlich gefiltert dargestellt (schwarz). Die hervorgehobenen Markierungen entsprechen den Zeitstufen aus Bild 4.15.95	
Bild 4.17:	Vergleich der numerischen und experimentellen spezifischen Energieabsorption für die drei untersuchten Probekörperquerschnitte.96	
Bild 4.18:	Simulationsmodell zur Untersuchung des Einflusses einer z-Verstärkung auf die SEA. Neben den acht Einzellagen und dem Delaminationsmodell werden die Verstärkungsfäden über eine Kopplung (P-Link) der entsprechenden Berechnungsknoten örtlich analog dem verwendeten Stichmuster dargestellt (siehe Punktdarstellung links im Bild).97	
Bild 4.19:	Zusammenfassung der numerisch und experimentell ermittelten SEA für ein unverstärktes (Referenz) und interlaminar verstärktes (Aramidfaser/ 3 x 3 mm) Omega-Profil. Hervorgehoben sind die jeweiligen prozentualen Steigerungen, die mit einer z-Verstärkung erreicht werden.98	
Bild 4.20:	Links: Wesentliche Anteile der Energiezunahme bei z-verstärkten Bauteilen (aus Simulationsmodell für Aramidfaser / Stichmuster 3 x 3 mm). Rechts: Darstellung der relevanten Mechanismen zur Erhöhung der SEA innerhalb der Bruchfront. [Fei11a].99	
Bild 5.1:	Zonendefinition der auftretenden Versagensformen (links) sowie die entsprechenden aktiven numerischen Modellierungen des Hybridmodells (Schalen- und Volumenelemente) zur Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens (rechts).103	
Bild 5.2:	Schematische Gegenüberstellung der numerischen Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens mit einer konventionellen Schalenmodellierung (links) und dem entwickelten hybriden Modell (rechts) sowie die entsprechenden charakteristischen Kraft-Weg-Kurven.104	
Bild 5.3:	Dreidimensionaler Versagenskörper nach Tsai-Wu für eine unidirektionale Schicht des bidirektionalen Geleges der Firma Saertex mit Epoxidharz [elamX – TU Dresden].106	
Bild 5.4:	Verwendetes bilineares Materialmodell zur Darstellung des energieabsorbierenden Verhaltens [Böh10].107	
Bild 5.5:	Darstellung der „frozen metric“-Option zur Vermeidung von numerischen Instabilitäten infolge großer Elementdeformation. Kompressionsfeder zur Darstellung des Verhaltens eines Volumenelementes unter Druck [PAM11].108	
Bild 5.6:	Darstellung der Lastüberhöhung infolge der Initiierung des energieabsorbierenden Verhaltens. a) Volumenelement zur	

	Implementierung der spezifischen zusätzlichen Triggerlast. b) Resultierender Verlauf aus der Elementüberlagerung für die erste Elementreihe.	109
Bild 5.7:	Prinzipdarstellung zur Wirkweise der Hybridmodellierung. Während die Volumenelemente im Kontakt zum Impaktor stehen, können die kraftfreien Schalenelemente diesen durchdringen. Der Kraftfluss wird über eine Kopplung über zwei Elementreihen realisiert. Die kraftfreien Schalen- und Volumenelemente werden als inaktiv definiert [Böh10].	110
Bild 5.8:	Schematische Darstellung der Zonendefinition sowie der Zuweisung der Abfrageräume und die zugehörigen Kopplungen [Böh10].	111
Bild 5.9:	Experimentelle (grau) und numerische (schwarz) Ergebnisse untersuchter Rohrprobekörper. Der rot markierte Bereich entspricht den Volumenelementen (Energieabsorptionsmodell), der blau markierte den Elementen zur Darstellung der Steifigkeit und Festigkeit (FVK-Materialmodell).	113
Bild 5.10:	Mögliche Unfallsituationen, die eine schräge Belastung auf einen Längsträger bewirken sowie die untersuchten entsprechenden idealisierten Lastfälle.	114
Bild 5.11:	Zusammenfassung der experimentellen (grau) und numerischen (schwarz) Ergebnisse für die betrachteten Lastfälle a) schräger Aufprall und b) schräger Anprall mit variierendem Anstellwinkel.	115
Bild 5.12:	Darstellung der Bereichsunterteilung und freigeschnittene Kräfte im Kontaktbereich Stempel und Probekörper beim schrägen Aufprall an einen Rohrprobekörper [Böh10].	117
Bild 5.13:	Numerische (schwarz), analytische (braun) und experimentelle (grau) Dehnungsverläufe für die Lastfälle $\alpha=10^\circ$ und $\alpha=20^\circ$ an zwei gegenüberliegenden Positionen (Zug- und Druckseite) nahe der Einspannung.	121
Bild 5.14:	Wirkweise der Hybridmodellierung beim partiellen progressiven Versagen. Aufgrund des lokalen Versagens entstehen große Schubverformungen im Randbereich, wodurch Elemente im Interaktionsbereich eliminiert werden. Das Energieabsorptionsmodell ist nur unterhalb des Einwirkungsbereiches aktiv.	122
Bild 5.15:	Qualitative Gegenüberstellung der experimentellen (links) und der numerischen (rechts) Ergebnisse der Probekörper vor und nach einer halbseitigen Belastung durch einen Stempel.	123

Bild 5.16:	Experimentelle (grau) und numerische (schwarz) Ergebnisse der untersuchten halbseitig belasteten Rohrprobekörper.	123
Bild 6.1:	Querschnitt des verfügbaren Referenzbauraums zur Auslegung und Optimierung einer beispielhaften energieabsorbierenden Struktur. Maße sind in Millimeter angegeben.	126
Bild 6.2:	Untersuchtes Hutprofil, welches im Rahmen der Validierung als erste Referenzvariante im verfügbaren Bauraum definiert ist.	128
Bild 6.3:	Nichtlineare Strukturanalyse mit entsprechendem Verformungsverhalten sowie die jeweiligen knotenspezifischen Kräfte am Kontaktquerschnitt [Fuh10].	128
Bild 6.4:	FE-Detailmodell zur numerischen Untersuchung des Energieabsorptionsverhaltens des Hutprofils. Aus Gründen des Berechnungsaufwands wird ein Halbmodell mit entsprechenden Symmetriebedingungen gewählt. Der Referenzquerschnitt zeigt die Bauteilkontur an.	130
Bild 6.5:	Zeitliche Darstellung der numerischen (links) und experimentellen [Fuh10] (rechts) Ergebnisse zum Energieabsorptionsverhalten des Hutprofils. Eingetragen sind die wesentlichen Versagensmechanismen während des axialen Stauchens.	131
Bild 6.6:	Vergleich der experimentellen (grau) und numerischen (schwarz) Kraft-Weg-Kurven für das Hutprofil. Die hervorgehobenen Markierungen entsprechen den Zeitstufen aus Bild 6.5. Zusätzlich ist das Kraftniveau für einen idealen Flächenwirkungsgrad ($\eta=1$ gestrichelt (fein)) dargestellt.	132
Bild 6.7:	Draufsicht des geprüften Hutprofils (Experiment [Fuh10] und Simulation) mit den jeweiligen charakteristischen Versagensformen und hervorgehobenem wirksamem Querschnitt. In der Schnittansicht (unten) sind die unterschiedlichen Versagensarten dargestellt.	133
Bild 6.8:	Optimiertes Profil (Wellenprofil) mit vergleichbarem Bauraum und dem Hutprofil entsprechendem Gesamtgewicht. Zur Vermeidung von lokalen Instabilitäten während der Energieabsorption werden hierbei die ebenen Membranflächen in eine wellenförmige Struktur überführt.	134
Bild 6.9:	Vergleich der experimentellen (grau) und numerischen (schwarz) Kraft-Weg-Kurven für das untersuchte Wellenprofil.	135
Bild 6.10:	Numerische (oben) und experimentelle (unten) Ergebnisse eines generischen Bauteils auf Basis des Wellenprofils mit verstärktem Bereich (grau/ gestrichelte Linien) und zusätzlichen Bohrungen [Fei11d].	137

Bild 6.11:	Vergleich der experimentellen (grau) und numerischen (schwarz) Kraft-Weg-Kurven für die untersuchte generische Komponente inklusive der in Bild 6.10 dargestellten Zeitstufen und des Kraftniveaus für einen idealen Flächenwirkungsgrad ($\eta=1$).....	138
Bild 6.12:	Darstellung wesentlicher Frontalunfallszenarien für den automobilen Auslegungsprozess auf Basis von Gesetzgebung, interner Vorschriften und Verbrauchertest [Krö02].	139
Bild 6.13:	Wellenförmige energieabsorbierende FVK-Vorderwagenstruktur in einer ASF-Karosserie eines Mittelmotorkonzeptes. Die Aufnahme wird über ein Aluminiumgussbauteil erreicht [Sch11].....	140
Bild 6.14:	Ergebnisse einer Gesamtfahrzeighberechnung (Frontcrash, $v_0=56$ km/h, starre Barriere) eines Mittelmotorsportfahrzeuges mit ASF-Struktur und CFK-Vorderwagenstruktur (rot).....	141

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Übersicht zu möglichen z-Verstärkungen von Faserverbunden vor der Bauteilaushärtung sowie deren Anwendungsbereiche und Verfahrensprinzipien [QinetiQ Group PLC].	11
Tabelle 2.2: Geometrieinfluss bei CF/PEEK und GF/EP auf die SEA [Ham94].	26
Tabelle 2.3: Vergleich der Initiierungs- und Crushingspannung bei Rohr- und Flachproben [Dub98].	27
Tabelle 3.1: Zusammenstellung der Kennwerte der beiden verwendeten textilen Halbzeuge und Fasern [Sae07] [Toh08] [Zol07a] [Zol07b].	40
Tabelle 3.2: Zusammenstellung der Kennwerte des verwendeten Matrixsystems [Hex05].	40
Tabelle 3.3: Zusammenfassung der in der vorliegenden Arbeit analysierten Lamine mit entsprechenden Halbzeug- und Laminatdaten.	41
Tabelle 3.4: Zusammenfassung der durchgeführten Prüfungen zur Charakterisierung der Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte der verwendeten Materialien.	44
Tabelle 3.5: Zusammenfassung der mechanischen Kennwerte (mit Standardabweichung) der Basislamine und getufteten Probekörper (MAT C und MAT D).	51
Tabelle 3.6: Zusammenfassung der quasi-statischen Ergebnisse zum Energieabsorptionsverhalten an Flachproben mit MAT A.	58
Tabelle 4.1: Zusammenfassung der verwendeten Parameter zur Darstellung der Steifigkeit, Festigkeit, Materialschädigung und der Delaminationseigenschaften für das vorliegende MAT A.	86
Tabelle 5.1: Zusammenfassung der Eingangsgrößen zur Simulation des Energieabsorptionsverhaltens der geprüften Rohrprobekörper.	113

A Anhang

A.1 Experimentelle Ergebnisse zum Energieabsorptionsverhalten an ebenen Probekörpern

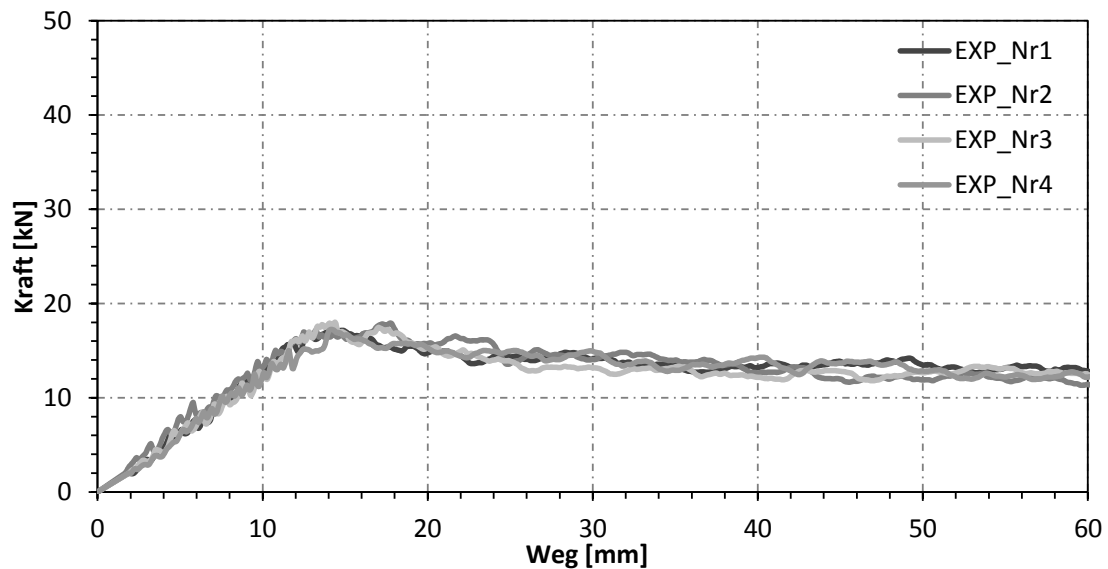


Bild A.1: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 20°-Dach).

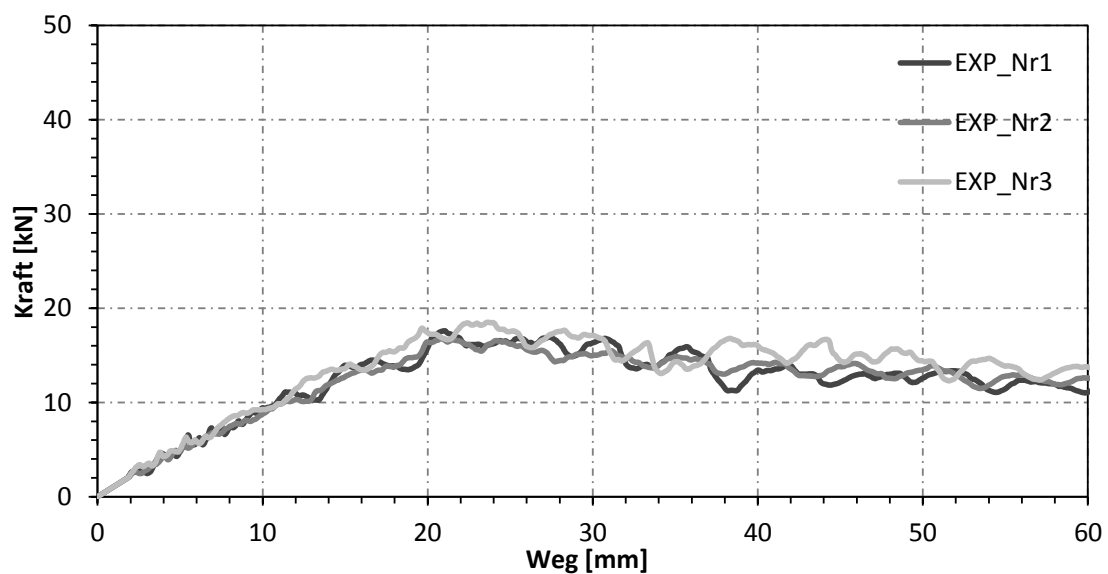


Bild A.2: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 35°-Dach).

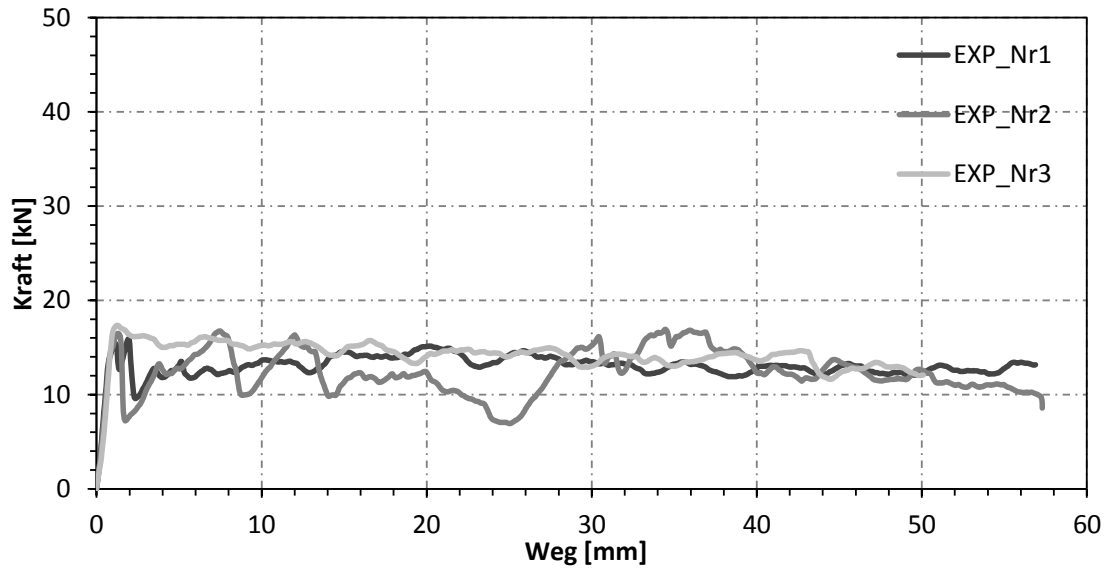


Bild A.3: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 45°-Doppelfase).

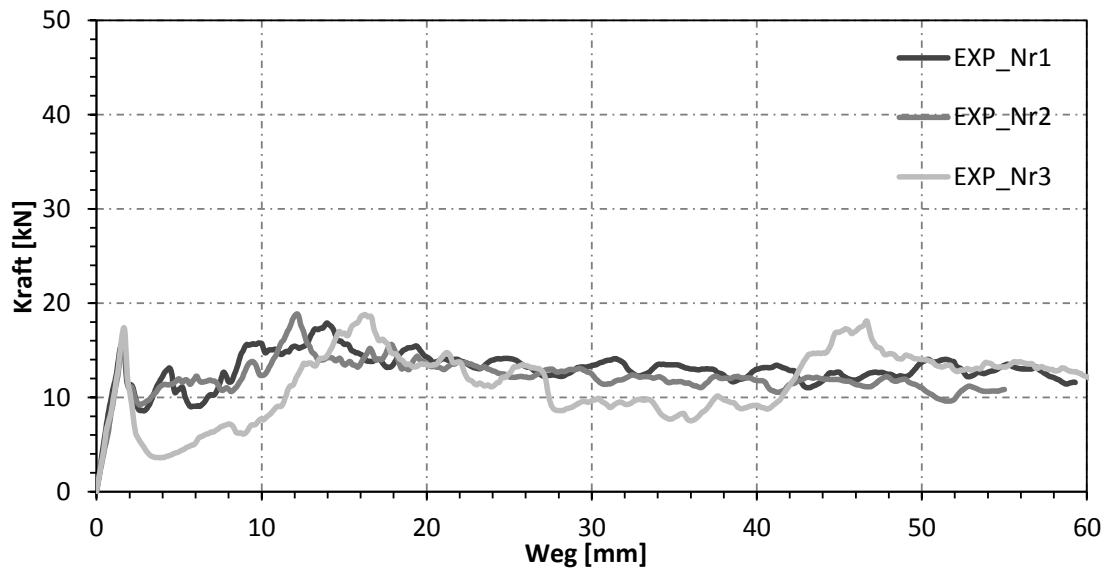


Bild A.4: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 45°-Fase).

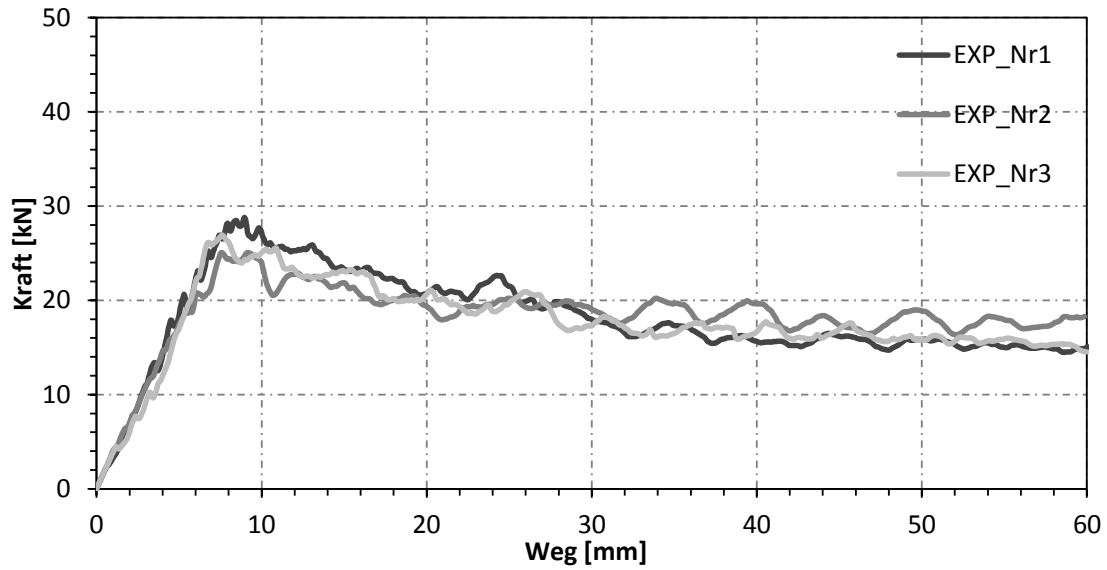


Bild A.5: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger 20°-Dach).

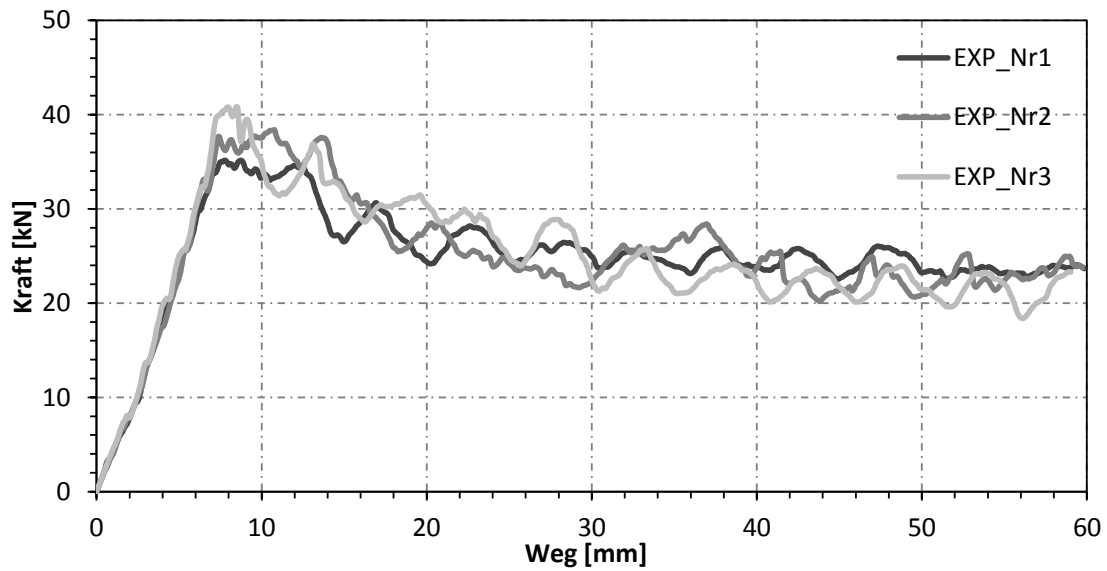


Bild A.6: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger 20°-Dach).

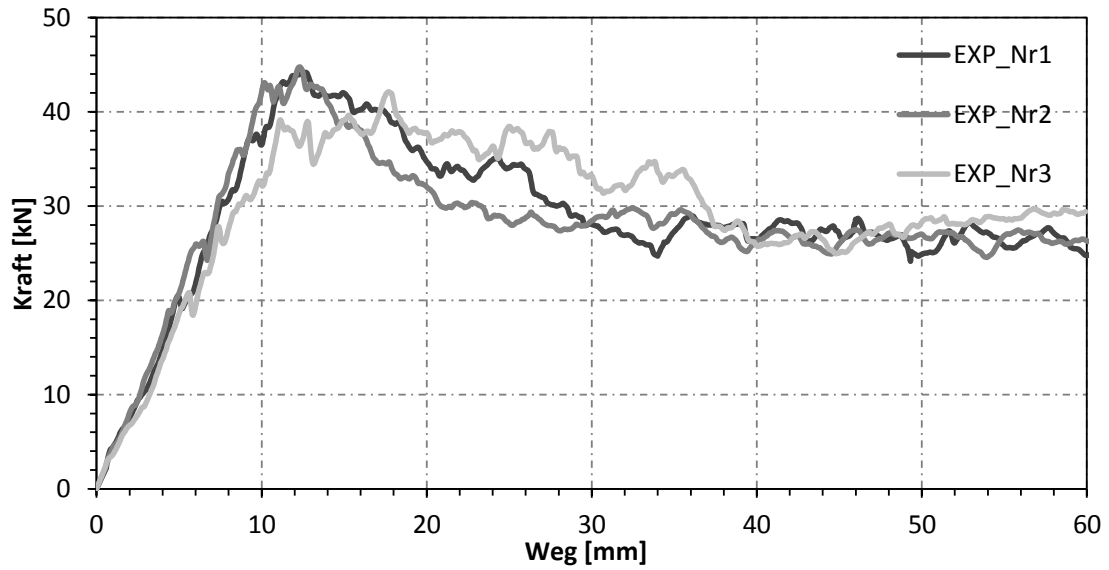


Bild A.7: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger 20°-Dach).

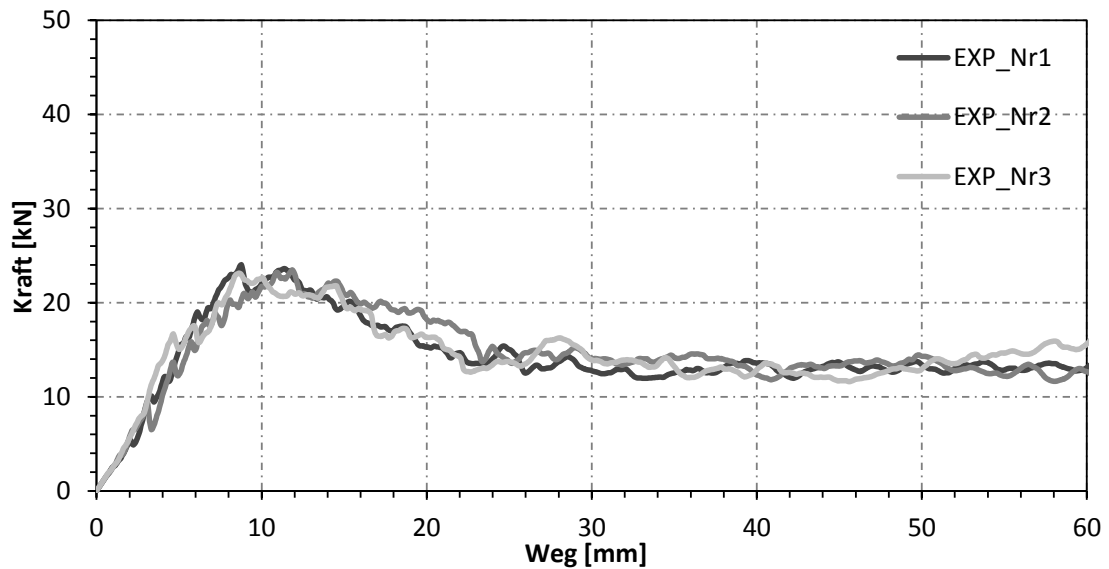


Bild A.8: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger 20°-Dach).

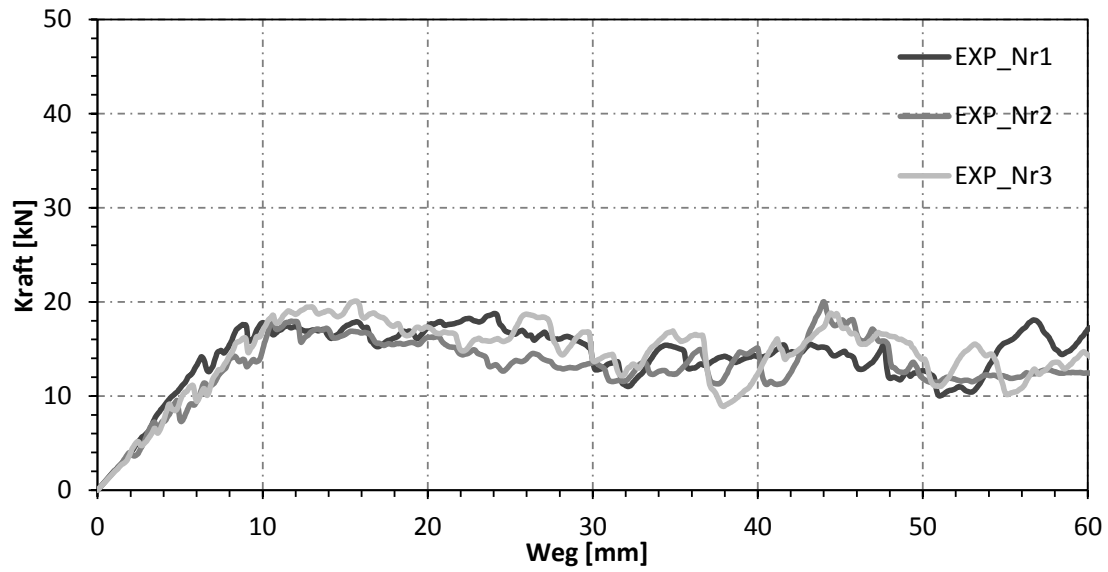


Bild A.9: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[5^\circ, 5^\circ, 5^\circ]$, (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger 20° -Dach).

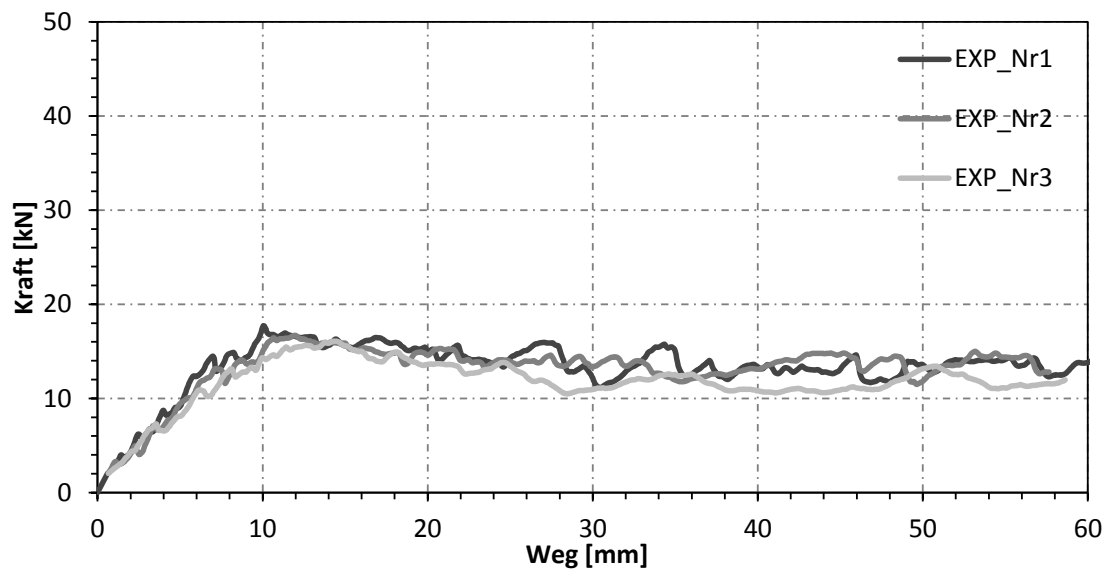


Bild A.10: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[10^\circ, 10^\circ, 10^\circ]$, (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger 20° -Dach).

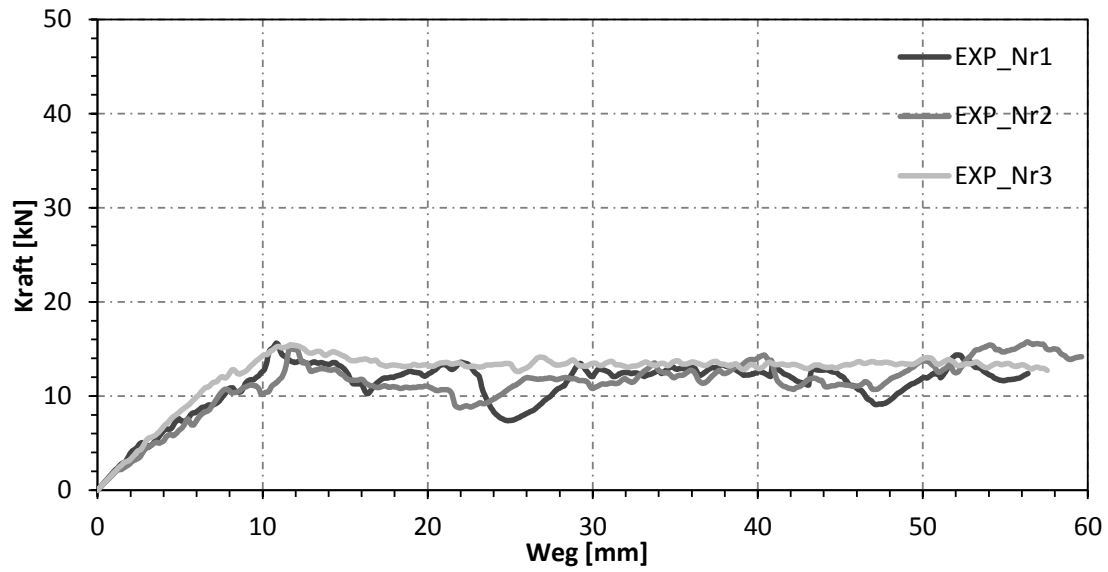


Bild A.11: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[20^\circ, 20^\circ, 20^\circ]$, (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger 20°-Dach).

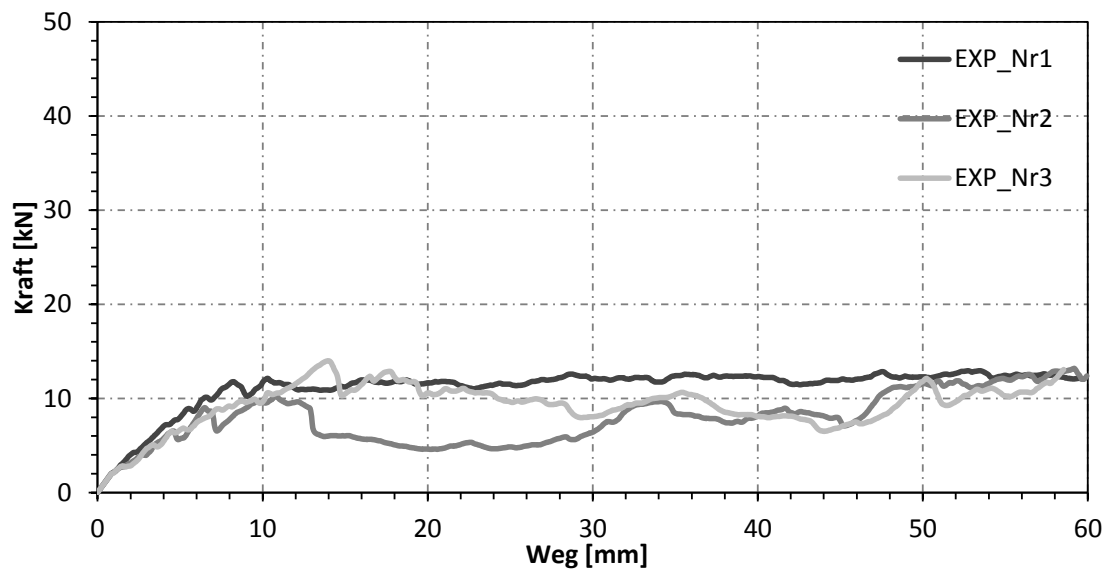


Bild A.12: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[30^\circ, 30^\circ, 30^\circ]$, (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger 20°-Dach).

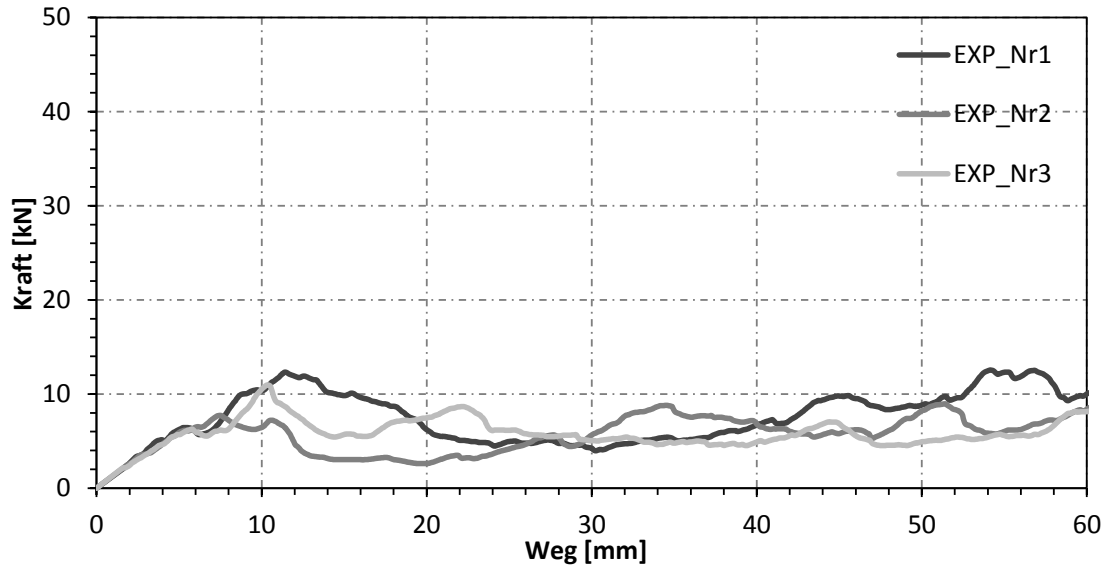


Bild A.13: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[40^\circ,40^\circ,40^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger 20°-Dach).

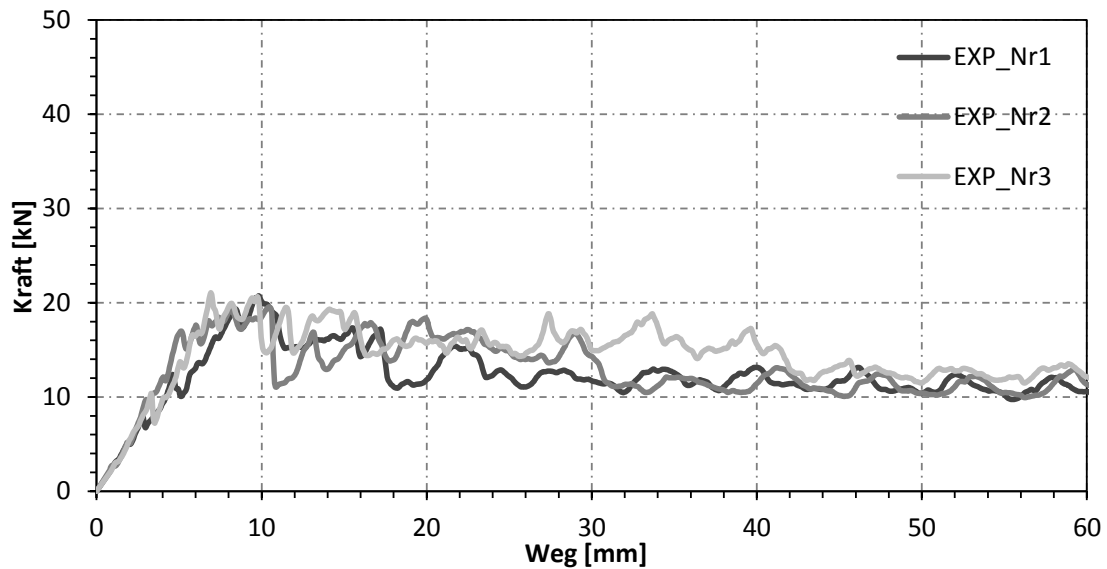


Bild A.14: Kraft-Weg-Verläufe ebener z -verstärkter Probekörper (getuftet- E-Glasgarn 102tex Stichmuster: $6\text{ mm} \times 6\text{ mm}$) mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 20°-Dach).

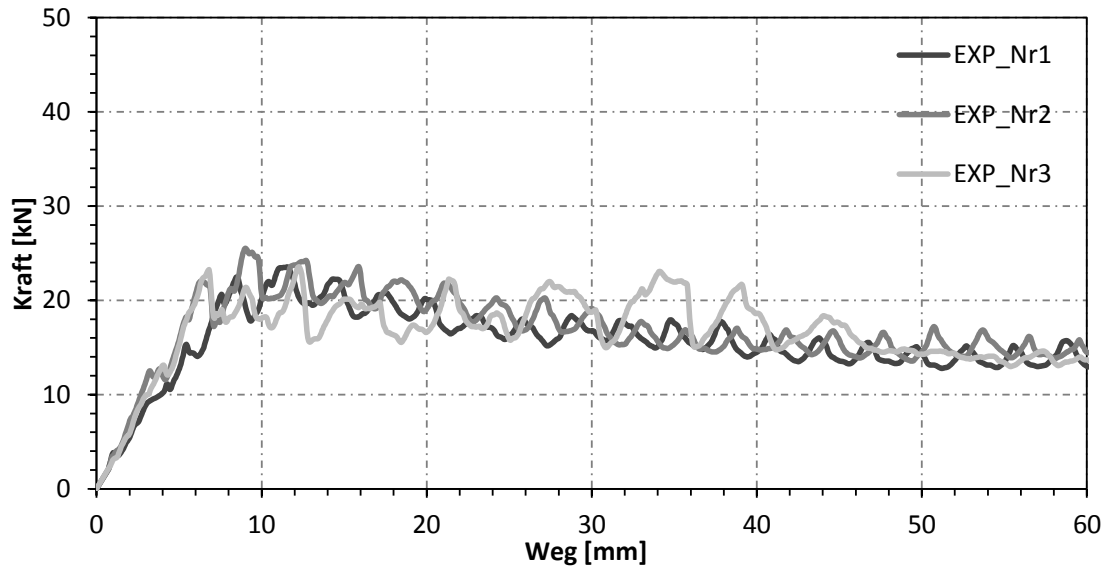


Bild A.15: Kraft-Weg-Verläufe ebener α -verstärkter Probekörper (getuftet- E-Glasgarn 102tex Stichmuster: $3 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$) mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 20° -Dach).

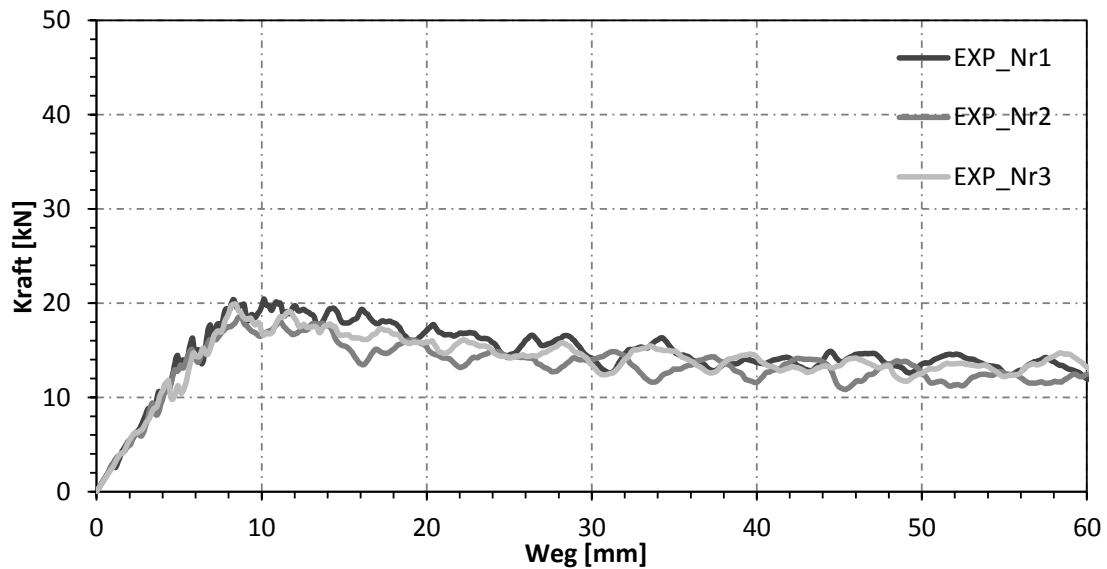


Bild A.16: Kraft-Weg-Verläufe ebener α -verstärkter Probekörper (getuftet- Aramidgarn 120tex Stichmuster: $6 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$) mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 20° -Dach).

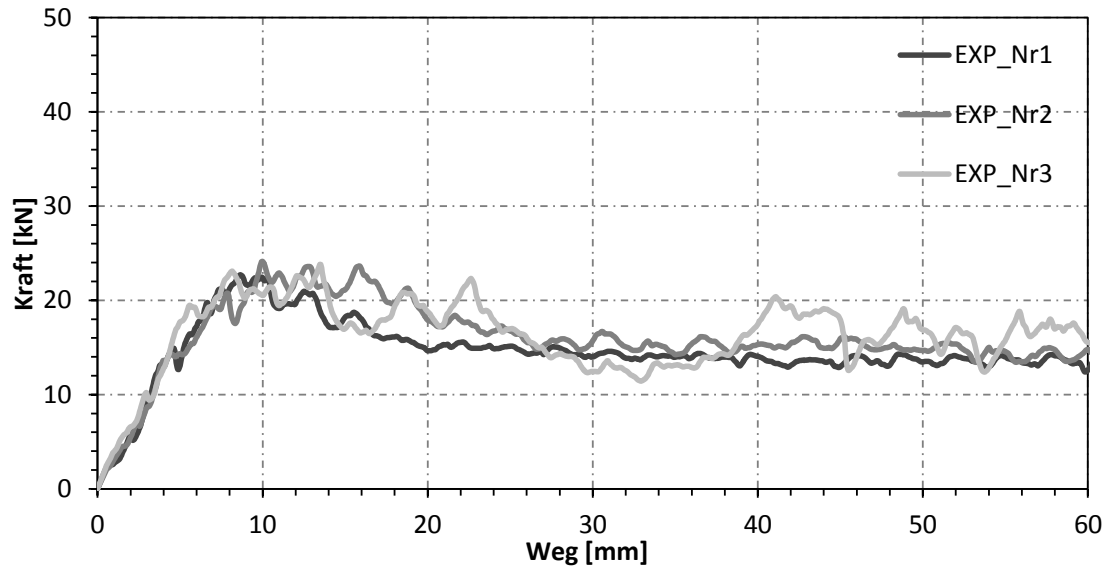


Bild A.17: Kraft-Weg-Verläufe ebener α -verstärkter Probekörper (getuftet- Aramidgarn 120tex Stichmuster: $3\text{ mm} \times 3\text{ mm}$) mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 20° -Dach).

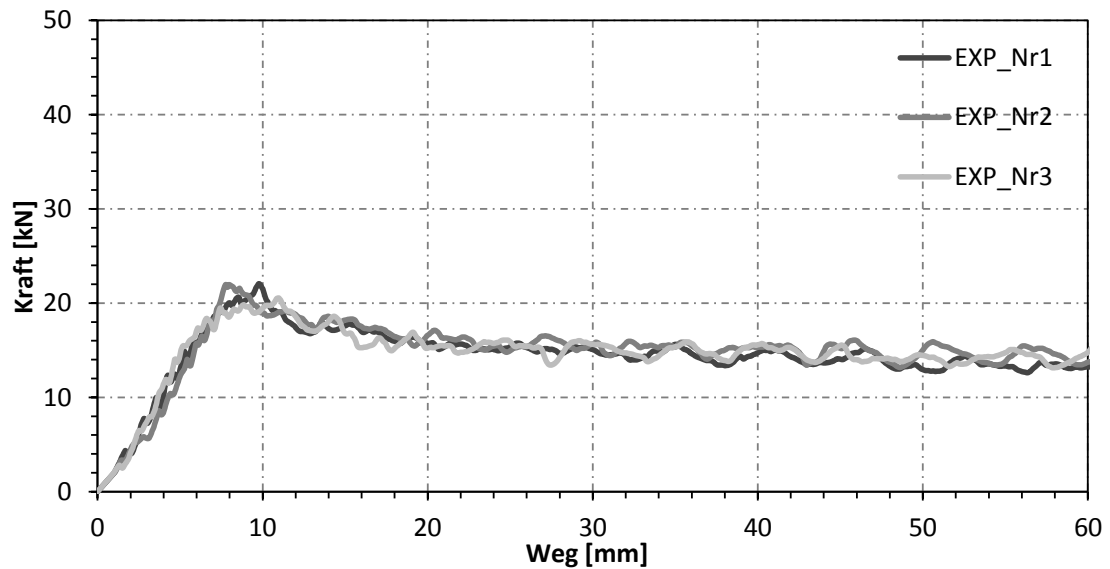


Bild A.18: Kraft-Weg-Verläufe ebener α -verstärkter Probekörper (getuftet- Kohlenstoffgarn 67tex Stichmuster: $6\text{ mm} \times 6\text{ mm}$) mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 20° -Dach).

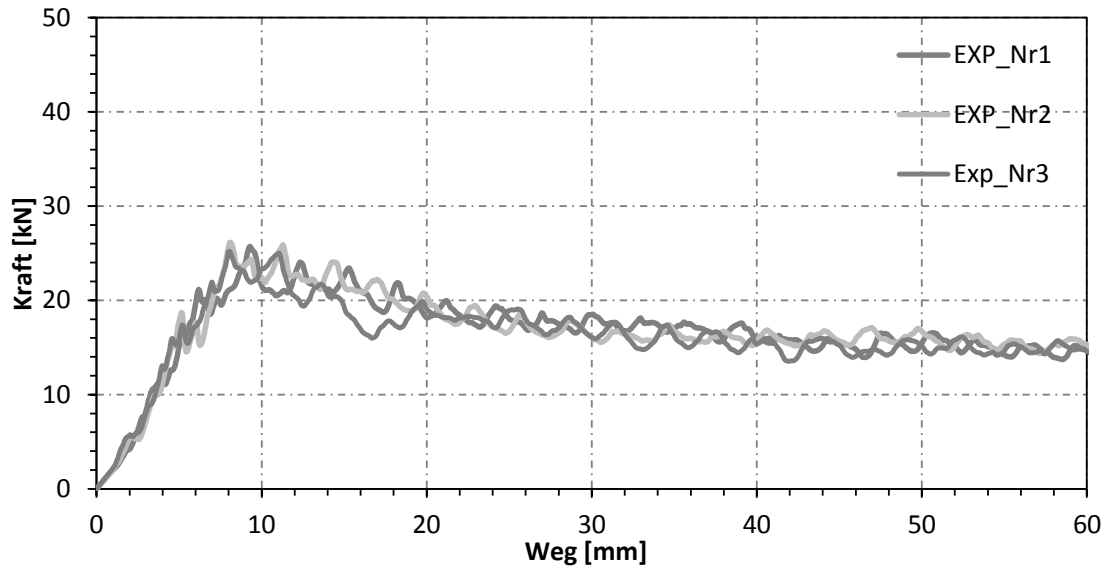


Bild A.19: Kraft-Weg-Verläufe ebener z -verstärkter Probekörper (getuftet- Kohlenstoffgarn 67tex Stichmuster: $3\text{ mm} \times 3\text{ mm}$) mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch/ Trigger: 20° -Dach).

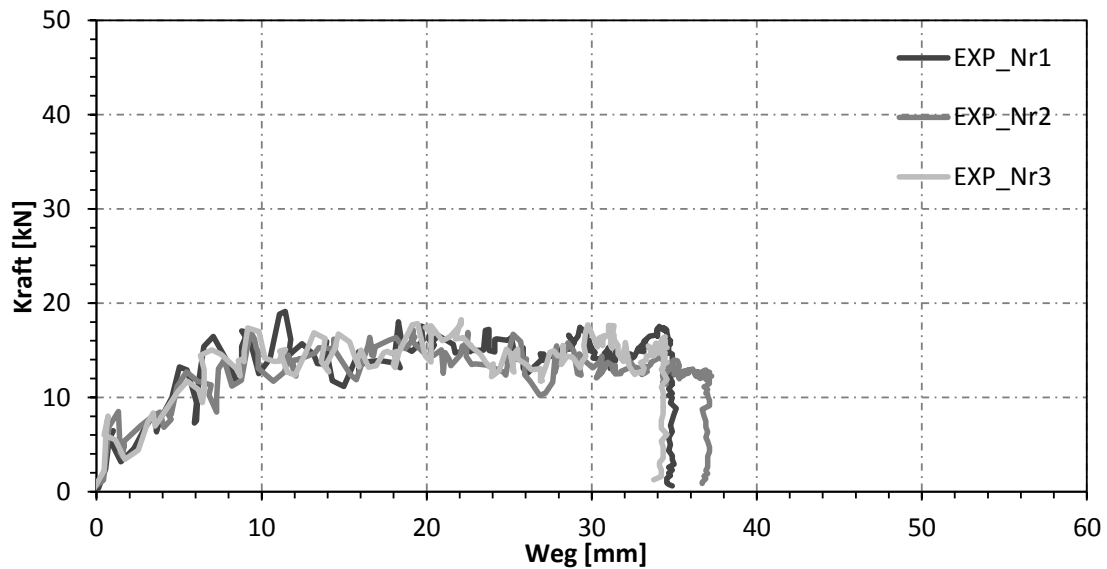


Bild A.20: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: dynamisch 3,5 m/s; Trigger: 20° -Dach).

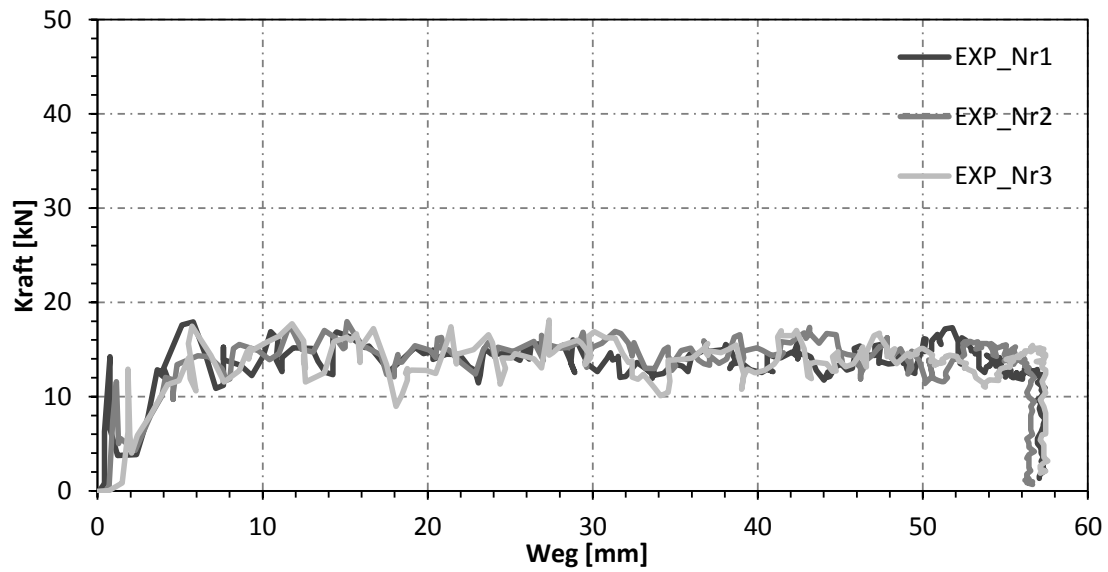


Bild A.21: Kraft-Weg-Verläufe ebener Probekörper mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: dynamisch 4,5 m/s; Trigger: 20°-Dach).

A.2 Experimentelle Ergebnisse zum Energieabsorptionsverhalten an FVK-Profilen

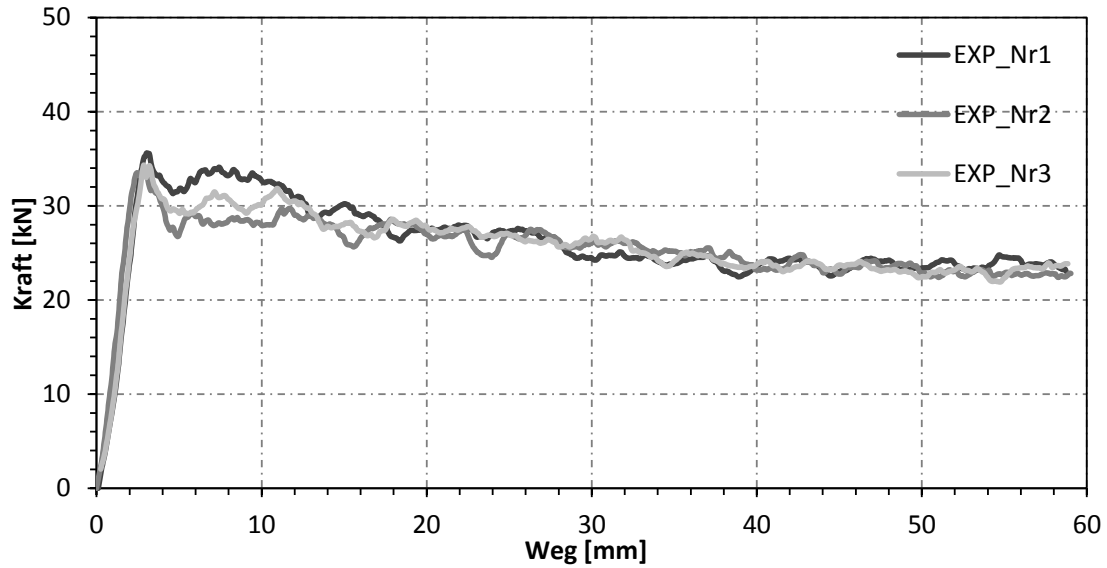


Bild A.22: Kraft-Weg-Verläufe Omega-Profil mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch; Trigger: 45°-Fase).

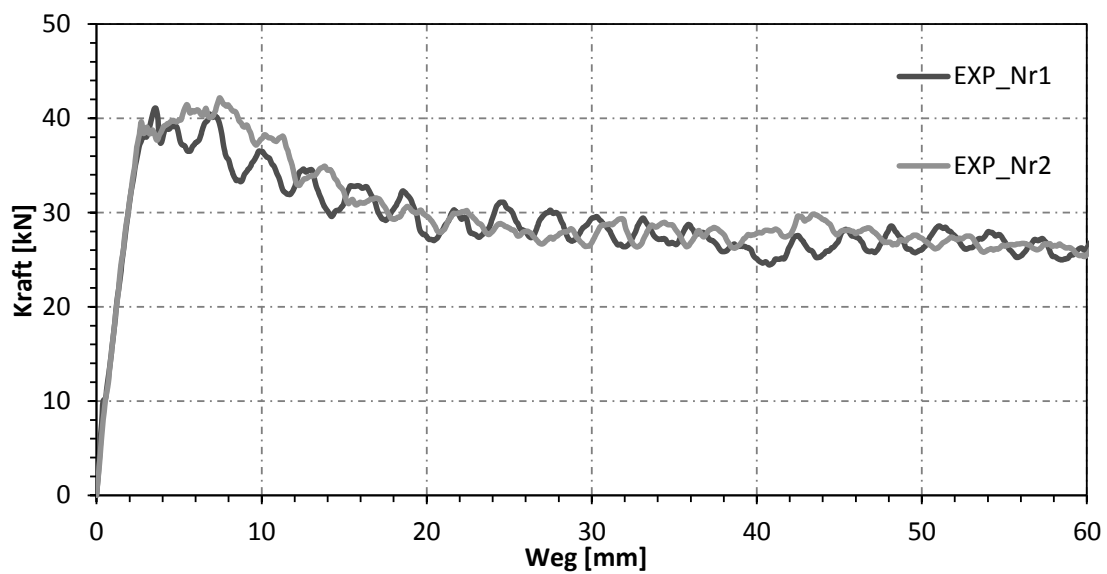


Bild A.23: Kraft-Weg-Verläufe z -verstärktes Omega-Profil (getuftet-Aramidgarn 120tex Stichmuster: $3 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$) mit CFK $[\pm 45^\circ, 0^\circ, 0^\circ]_s$ (Geschwindigkeit: quasi-statisch; Trigger: 45°-Fase).

