

Faserverbundwerkstoffe im Automobilbau: Methodischer Ansatz zur Analyse von Schäden

Von der Fakultät Luft- und Raumfahrttechnik und Geodäsie
der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde einer
Doktor-Ingenieurin (Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von
Alexandra Priska Schmidt
aus Münster/Westfalen

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler
1. Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Horst E. Friedrich
2. Mitberichter: Prof. Dipl.-Ing. Rudolf Voit-Nitschmann

Tag der mündlichen Prüfung: 12. April 2012

**Institut für Flugzeugbau der Universität Stuttgart
2012**

Il semble que la perfection soit atteinte non quand il n'y a plus rien à ajouter, mais quand il n'y a plus rien à retrancher.

ANTOINE DE SAINT-EXUPÉRY, TERRE DES HOMMES

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Flugzeugbau der Universität Stuttgart. Im Rahmen des Kooperationsprogramms der Hochschulinstitute Neckarsulm wurde zusammen mit der Audi AG in Neckarsulm dieses Forschungsprojekt zum Thema Schadensanalyse behandelt, das eine Brücke von der Schadenserkenkung hin zur Reparaturentscheidung schlägt. Dabei waren sowohl die wissenschaftlichen Anforderungen der Universität zu wahren als auch ein praxisorientierter Teil zu schaffen, der den Bedürfnissen und Wünschen der Audi AG gerecht wurde. Die Anwendungsbeispiele basieren auf zur Verfügung gestellten Daten des Industriepartners.

Mein Dank gilt meinem Professor, Herrn Klaus Drechsler, von der Universität Stuttgart, und Herrn Heinrich Timm vom Aluminium- und Leichtbauzentrum der Audi AG, die mir die Möglichkeiten zur Durchführung dieser Arbeit überhaupt erst gegeben haben. Sie haben an mich geglaubt und zusammen eine Basis geschaffen, auf die ich setzen und auf der ich aufbauen konnte, auch dank ihres Verständnisses und der guten Kooperation.

Bei den Kollegen am Institut für Flugzeugbau, allen voran bei Karin Birkefeld, Heike Sommer, Rainer Kehrlé und Felix Beck, und meinen Studenten, die mir nicht nur fachlich bei meinen Forschungen weitergeholfen haben, möchte ich mich ganz herzlich bedanken.

Meinem Betreuer in der Entwicklungsabteilung, Herrn Werner Holl, den Mitarbeitern des Aluminium- und Leichtbauzentrums, gerade auch aus der Werkstatt, möchte ich für die vielen Kontakte, Tipps und Hilfestellungen danken, ohne die die Arbeit nicht zu dem hätte werden können, was sie ist.

Kurzfassung

Schadensanalyse beinhaltet die Beurteilung geschädigter Bauteile von der Schadenserkenkung bis zur Entscheidung über Tolerierbarkeit, Reparatur oder Austausch. Es gibt derzeit keine allgemeine Bewertungsgrundlage, um die zulässige Schadensgröße für Bauteile aus kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) an Fahrzeugen im praktischen Einsatz zu ermitteln. Die vorliegende Arbeit liefert einen methodischen Ansatz zur Entscheidungsfindung.

Die Arbeit befasst sich mit Schäden, die nachträglich in die Fahrzeugstruktur eingebracht werden. Dies kann etwa durch Fehlgebrauch, Unfälle oder Steinschläge geschehen. Fertigungsfehler werden nicht berücksichtigt.

In einem Versuchsprogramm wurde die Restfestigkeit von vorgeschädigten CFK Rohren mit unterschiedlichem Lagenaufbau unter Druckbelastung ermittelt. Realitätsgetreue Impacts werden zunächst durch einfache Bohrungen sowie Längs- und Quernuten auf akademische Weise angenähert und die Ergebnisse mit ungeschädigten Proben verglichen. Der Einfluss der Faserorientierung sowohl auf die Schadensausbreitung bei Impactschäden als auch auf die Restfestigkeit wird betrachtet.

Deutliche Zusammenhänge zwischen Schadensgröße und Bruchlast konnten ermittelt und analytisch beschrieben werden. Dadurch ist eine Vorhersage der Restfestigkeit bei weiteren Schadensgrößen möglich.

Zur potenziellen Reduktion der Versuchsumfänge wird die Möglichkeit der Computersimulation geprüft. Es wird deutlich, dass Simulationsmodelle die umfangreiche empirische Datenbasis derzeit nicht vollständig ersetzen können.

Anhand des seitlichen Dachrahmens eines Automobils wird gezeigt, nach welchen Kriterien die Entscheidung über kritische oder unkritische Schäden erfolgt. Dazu wird der Standardlastfall des Dacheindrückttests verwendet. Die Ergebnisse der Versuche dienen als Bewertungsgrundlage.

Ein 7-Punkte-Plan fasst die entwickelte Methodik zusammen und dient als Grundlage für die Analyse. Das exemplarisch durchgeführte Vorgehen kann auf beliebige Geometrien und weitere Lastfälle übertragen werden.

Die Erkenntnisse dieser Arbeit können bereits in der Entwicklungsphase eines Automobils als Entscheidungsgrundlage dienen. Unter Berücksichtigung eines geeigneten

zerstörungsfreien Prüfverfahrens zur Detektion der Schädigungen eignet sich die vorgestellte Methodik auch zum Einsatz im automobilen Kundenservice. Es wurden verschiedene Methoden miteinander verglichen. Neben Ultraschall und Computertomographie bietet sich die Optische Lock-In Thermographie für den praktischen Einsatz an.

Abstract

The analysis of damaged prefabricated parts, starting with their detection and finishing with the decision to tolerate, repair or exchange them is the basic idea of this scientific work. At present there is no general method of evaluation for the allowable damage size for carbon-fibre reinforced plastic (CFRP) parts in vehicles. This study describes a methodical approach to decision-making.

The study specifically regards damages that occur to the structure after production, which may happen due to misuse, accident or stone-chipping. Manufacturing imperfections are not taken into consideration in the analysis.

The residual strength of pre-damaged cylindrical CFRP tubes with different lay-ups is determined in comprehensive compression tests. Realistic damages such as impacts are academically simplified by drilling holes as well as longitudinal and crosswise slots. The results are compared with the performance of undamaged specimens. Then follows an examination of the influence of fibre orientation on damage dissemination after impacting and residual strength.

Significant correlations between damage size and ultimate strength are shown and the relations are described analytically. Thus a prediction of the residual strength becomes possible for further damage sizes.

The feasibility of a computer-aided simulation is explored. Such a simulation could reduce the number of practical tests. It becomes obvious that current state-of-the-art models cannot completely replace the substantial empirical data.

The cant-rail is used as an example to show the criteria by which the decision on critical or noncritical damages is made, using the standard load case of a roof-indentation test. These results are compared with the results of the experimental tests.

A 7-step-concept is used for the analysis. The showcase proceeding can be adjusted to fit any geometry and other load cases.

The conclusions can already serve as a basis for decision-making during the development phase of a vehicle. With respect to an appropriate non-destructive testing method for damage detection, the presented methodology is suitable for automotive customer services. Different methods are compared with each other. In addition to ultrasound and computer tomography the optical lock-in thermography is also suitable for practical application.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	III
Kurzfassung / Abstract	IV
Nomenklatur	X
1 Einführung	1
1.1 Grundlagen	1
1.1.1 Aufbau eines Faserverbundwerkstoffes	2
1.1.2 Schädigungen	8
1.1.3 Schadenstoleranz	9
1.2 Problemstellung	9
1.2.1 Schadensbeurteilung	10
1.2.2 Analyse von Schäden	11
1.3 Stand der Technik	12
1.3.1 CFK in der Luftfahrt	12
1.3.2 Anwendung und Konstruktion im Automobilbau	13
1.3.3 Imagefaktor und Technologietrends	14
1.3.4 Materialqualität	16
1.3.5 Einbringen und Erkennen von Schäden	19
1.3.6 Fatigue und Schadensausbreitung	21
1.3.7 Bewertung von Schaden und Restfestigkeit	24
1.3.8 Klimaeinflüsse	26
1.4 Zielsetzung und Vorgehen	28

2	Experimenteller Ansatz	31
2.1	Voraussetzungen des Automobilbaus	31
2.1.1	Struktur und Belastung	31
2.1.2	Materialauswahl	33
2.1.3	Vorschädigung	35
2.2	Konfiguration der Versuchskörper	35
2.2.1	Geometrie der Rohrproben	36
2.2.2	Variation des Lagenaufbaus	37
2.3	Variation von Art und Größe der Schädigungen	40
2.3.1	Bohrungen und Impacts	40
2.3.2	Einfluss der Längs- und Querausdehnung von Schäden	48
2.3.3	Klima- und Alterungseinflüsse	51
2.4	Praktische Durchführung der Druckversuche	52
2.4.1	Vorbereitung der Rohrproben für die Druckprüfung	52
2.4.2	Druckprüfstand	52
2.4.3	Verhalten der Prüfkörper im Versuch	53
3	Korrelation von Schädigung / Restdruckfestigkeit	56
3.1	Darstellung der Versuchsergebnisse	56
3.1.1	Vorschädigung durch Bohrungen	56
3.1.2	Einfluss der UD-Lagen	62
3.1.3	Vorschädigung durch Impacts	64
3.1.4	Feuchtigkeitseinflüsse und Risswachstum bei Frost	67
3.2	Einfluss der Schadensbreite	69
3.3	Übertragung von Impacts auf Bohrungen	70
3.4	Analytische Beschreibung	72
3.4.1	Mathematische Grundlagen	73
3.4.2	Definition der Wertetabelle	74
3.4.3	Beschreibung der Kegelschnitte	75
3.5	Schlussfolgerung für den praktischen Einsatz	78

4	Simulative Betrachtung	80
4.1	Material- und Geometriemodell	81
4.1.1	Ermittlung der Materialkennwerte	81
4.1.2	Kalibrierung und Verifikation der Simulation	98
4.1.3	Modellgenerierung	102
4.1.4	Variation der geometrischen Vorgaben	108
4.2	Vorhersage der Restfestigkeit	108
4.2.1	Verifikation der Simulationsergebnisse	111
4.2.2	Impactsimulation	113
4.3	Bewertung von Aufwand und Qualität	114
5	Methodik zur Schadensanalyse	116
5.1	Kriterium zur Schadensbewertung	116
5.1.1	Anwendung am Beispiel seitlicher Dachrahmen	117
5.2	Diskussion der Versuchsergebnisse	121
5.2.1	Vergleich mit Literaturdaten	121
5.2.2	Berücksichtigung von Fatigue und Schadenswachstum	123
5.2.3	Bewertung für die praktische Anwendung	124
5.3	Anwendung	125
5.3.1	Methodisches Vorgehen anhand des 7-Punkte-Plans	125
5.3.2	Umsetzung in der Praxis	126
5.3.3	Schlussfolgerung für Neukonstruktionen	128
6	Zusammenfassung	129
6.1	Fazit	129
6.2	Ausblick	131
	Literaturverzeichnis	134
	Abbildungs- / Tabellenverzeichnis	141
A	Technische Datenblätter	146

Nomenklatur

Formelzeichen

A	Konfiguration A ($\pm 45^\circ$ und 0°) des Lagenaufbaus	—
A	Querschnittsfläche	m^2
α	Temperaturleitfähigkeit	$\frac{m^2}{s}$
α	Wärmeausdehnungskoeffizient	$\frac{1}{K}$
b	Schadensbreite	m
B	projizierte Breite der Prüfkörper	m
B	Konfiguration B ($\pm 45^\circ$) des Lagenaufbaus	—
β	Multiplikator zur Beschreibung des Plastizitätsgesetzes	Pa
C	Konfiguration C ($\pm 45^\circ$ und $0^\circ/90^\circ$) des Lagenaufbaus	—
c_p	spezifische Wärmekapazität	$\frac{J}{kgK}$
d_u^{fc}	endgültiger Schaden bei Druckversagen	—
d_u^{ft}	endgültiger Schaden bei Zugversagen	—
d_{12}	Grad der Schädigung in der Simulation	—
e	Index, Hinweis auf elastische Verformung	—
E	Impactenergie	J
E_1^{0c}	Elastizitätsmodul auf Druck in Faserrichtung, ungeschädigt	Pa
E_1^{0t}	Elastizitätsmodul auf Zug in Faserrichtung, ungeschädigt	Pa
ϵ_L	Dehnung longitudinal	—
ϵ_T	Dehnung transversal	—
ϵ_i^{fc}	Druck-Bruchdehnung in Faserrichtung, Versagensbeginn	—
ϵ_i^{ft}	Zug-Bruchdehnung in Faserrichtung, Versagensbeginn	—
ϵ_u^{fc}	Druck-Bruchdehnung in Faserrichtung, endgültiges Versagen	—

ϵ_u^{ft}	Zug-Bruchdehnung in Faserrichtung, endgültiges Versagen	—
f	Index, Hinweis auf Gewebe beim Lagenaufbau (fabric)	—
φ	Faservolumengehalt	%
φ	Winkelangabe	°
g	Erdbeschleunigung	$\frac{m}{s^2}$
G	Gewichtskraft	N
G_{12}^0	Schubmodul, ungeschädigt	Pa
γ	Korrekturparameter zur Nichtlinearität bei Druckbelastung	—
γ_{12}	Schubwinkel	—
h	Schadenshöhe	m
h	Fallhöhe	m
L	Gesamtlänge Prüfkörper	m
l	freie Prüflänge	m
λ	Wärmeleitfähigkeit	$\frac{W}{mK}$
m	Masse	kg
m	Exponent zur Beschreibung des Plastizitätsgesetzes	—
μ	thermische Eindringtiefe	m
n	Anzahl von Versuchen	—
ν	Querkontraktionszahl	—
ω	Modulationsfrequenz	$\frac{1}{s}$
p	Index, Hinweis auf plastische Verformung	—
p_i	Flächeninhalt je Lastzyklus	—
P_j	Summe der Flächeninhalte für die Lastzyklen	—
R	Radius	m
R_0	Plastizitätsgrenze	Pa
R_i	Plastizitätsgrenze je Lastzyklus	Pa
ρ	Dichte	$\frac{kg}{m^3}$
s	Index, Hinweis auf symmetrischen Lagenaufbau	—
σ^{fc}	Bruchspannung	Pa
σ^{ft}	maximale Zugspannung	Pa
t	Dicke (thickness)	m

T	Temperatur	K
τ	Zugspannung	Pa
U	Umfang des Prüfkörpers	m
v	Geschwindigkeit	$\frac{m}{s}$
x	gemessene Schadensbreite	m
y	tatsächliche Schadensbreite	m
Y_0	zur Ermittlung der linearisierten $Y_{12} - d_{12}$ -Kurve	\sqrt{Pa}
Y_{12}	konjugierte Schubkraft in der Simulation	\sqrt{Pa}
Y_C	zur Ermittlung der linearisierten $Y_{12} - d_{12}$ -Kurve	\sqrt{Pa}
Y_R	zur Ermittlung der $Y_{12} - d_{12}$ -Kurve	\sqrt{Pa}

Die jeweilige Bedeutung doppelt belegter Parameter ergibt sich zweifelsfrei aus dem Kontext.

Abkürzungen

<i>BVID</i>	Barely Visible Impact Damage
<i>CAI</i>	Compression After Impact
<i>CFK</i>	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
<i>CFRP</i>	Carbon Fibre Reinforced Plastic - entspr. CFK
<i>CT</i>	Computertomographie
<i>DMS</i>	Dehnungsmessstreifen
<i>DGL</i>	Differentialgleichung
<i>DGLR</i>	Deutsche Gesellschaft für Luft- und Raumfahrt
<i>FE</i>	Finite Elemente
<i>FEM</i>	Finite-Elemente-Methode
<i>FKV</i>	Faserkunststoffverbund
<i>FRP</i>	Fibre Reinforced Plastics - entspr. FKV
<i>FVG</i>	Faservolumengehalt
<i>FVW</i>	Faserverbundwerkstoff
<i>GDV</i>	Gesamtverband der Deutschen Versicherungswirtschaft
<i>HIN</i>	Hochschulinstitute Neckarsulm

<i>HM</i>	High Modulus - Fasern mit hohem E-Modul
<i>HST</i>	High Strain - hochdehnbare Fasern
<i>HT</i>	High Tenacity - Fasern mit hoher Festigkeit
<i>NCF</i>	Non-Crimp Fabric - entspr. Multiaxialgelege
<i>OHC</i>	Open Hole Compression
<i>OLT</i>	Optische Lock-In Thermographie
<i>Prepreg</i>	Pre-Impregnated - vorimprägnierte Faserhalbzeuge
<i>RTM</i>	Resin Transfer Moulding
<i>IFB</i>	Institut für Flugzeugbau der Universität Stuttgart
<i>IKT</i>	Institut für Kunststofftechnik der Universität Stuttgart
<i>IM</i>	Intermediate Modulus - Fasern mit niedrigerem E-Modul
<i>UD</i>	unidirektional
<i>UHM</i>	Ultra High Modulus - Fasern mit extrem hohem E-Modul
<i>US</i>	Ultraschall
<i>VAP</i>	Vacuum Assisted Process
<i>VARI</i>	Vacuum Assisted Resin Infusion
<i>ZfP</i>	Zerstörungsfreie Prüfung

Kapitel 1

Einführung

1.1 Grundlagen

In vielen Industriebereichen haben Faserverbundwerkstoffe einen mittlerweile hohen Stellenwert erlangt. Durch die Potenziale dieser Werkstoffgruppe sind Faserverbundwerkstoffe für vielseitige Anwendungen nicht nur in der Luftfahrt- und Raumfahrtindustrie, im Helikopterbau, sondern auch bei den Sportartikelherstellern für beispielsweise Fahrradrahmen oder Wintersportgeräte im Einsatz. Die geringe Dichte bei hoher Steifigkeit und Festigkeit bietet ein großes Leichtbaupotenzial. Diese Eigenschaften gewinnen insbesondere auch in der modernen Automobiltechnik zunehmend an Bedeutung [Bra05].

Speziell die kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffe haben neben ihren mechanischen Vorteilen einen hohen Imagefaktor. Gerade für die Automobilindustrie, z. B. im Bereich der Sportwagen (Abb. 1.1), spielen daher nicht mehr nur die rein steifigkeits- und festigkeitsspezifischen Kriterien des Werkstoffs eine Rolle bei der Entscheidung für seine Verwendung (vergleiche Abschnitt 1.3.3 auf Seite 14).

Von der Flugzeugindustrie, in der Kohlenstofffasern schon seit mehreren Jahrzehnten nicht mehr wegzudenken sind, kann man Wissen übernehmen, dieses aber nicht ohne Einschränkung für die Automobilindustrie kopieren. Speziell für den Umgang mit Schäden, wie sie im Automobilbereich auftreten, kann die Erfahrung aus der Luftfahrtindustrie keine Antwort liefern. Die Schädigungsarten, die Anforderungen und



Abb. 1.1: Audi R8 mit CFK-Sidepanel [Quelle: Audi AG]

Bedingungen an Herstellung und Reparatur in Bezug auf Optik, geringe Kosten etc. sind zu unterschiedlich.

Über die verschiedenen Philosophien speziell zwischen den Konzepten im Flugzeug- und Helikopterbau verglichen mit den Entwicklungs- und Fertigungsmethoden, Wartung und Reparatur in der Automobilindustrie wird in Abschnitt 1.3.2 ein Überblick gegeben. Für detaillierte Informationen zu den Grundlagen, auch aus dem theoretischen Bereich, sei auf Standardwerke wie „Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden“ von Helmut Schürmann [Sch07], „Faserverbundbauweisen, Halbzeuge und Bauweisen“ von Manfred Flemming, Gerhard Ziegmann und Siegfried Roth [FZR96] oder „Damage and its Evolution in Fibre-Composite Materials“ von Gerd Busse und Bernd Kröplin [BK06] verwiesen.

1.1.1 Aufbau eines Faserverbundwerkstoffes

Im Gegensatz zu isotrop aufgebauten Metallen oder Kunststoffen handelt es sich, wie der Name schon sagt, bei Faserverbundwerkstoffen um einen Verbund aus verschieden gearteten Fasern und einer Matrix. Der Aufbau in Dickenrichtung einer beispielsweise ebenen Faserverbundplatte ist stark anisotrop. Durch eine gezielte Orientierung der einzelnen Faserlagen beim Lagenaufbau ist es möglich, in Längs- und Querrichtung einen quasiisotropen Aufbau zu erzeugen (Abb. 1.2). Der Werkstoff als solcher und seine Eigenschaften entsteht erst bei Fertigung eines Bauteiles gemeinsam mit dessen Geometrie.

Das Zusammenspiel aus Faser- und Matrixwerkstoff hat großen Einfluss auf die Eigenschaften des fertigen Materials. Da die Variation von unterschiedlichen Materialzusammensetzungen für diese Arbeit eine untergeordnete Rolle spielt, wird hier nur ein kurzer Einblick in die vielfältigen Möglichkeiten der Herstellung und Beeinflussung der Werkstoffeigenschaften gegeben.

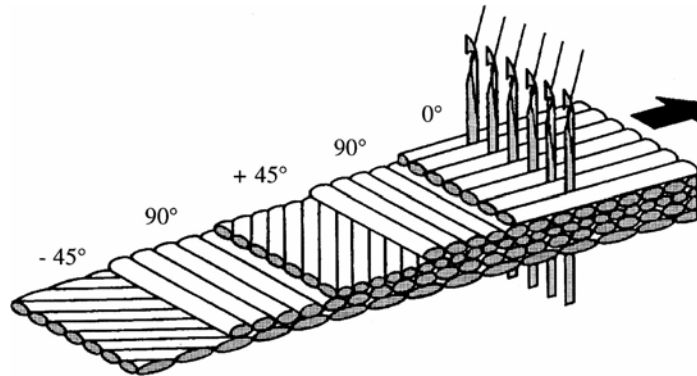


Abb. 1.2: Lagenaufbau und Faserorientierung am Beispiel eines Multiaxialgeleges [Ko93]. Durch gezielte Anordnung kann ein quasiisotroper Aufbau erzeugt werden.

Faserwerkstoffe

Es werden Fasern verschiedener Werkstoffgruppen verwendet. Kohlenstoff- und Aramidfasern aus der Gruppe der organischen Fasern sowie anorganische Glasfasern werden häufig in industriellen Bereichen eingesetzt. Fasern können auch aus Metallen hergestellt sein, beispielsweise aus Kupfer oder Wolfram. Auch Fasern natürlichen Ursprungs wie z. B. Hanf oder Baumwolle können verwendet werden. Da die Eigenschaften dieser

Werkstoffgruppe	Faserbeispiele	maximale Länge
anorganische Fasern	Glas, Quarz, Asbest, Siliciumcarbid	Endlosfasern
organische Fasern	Kohlenstoff, Aramid, Polyester	Endlosfasern
Naturfasern	Hanf, Sisal, Wolle	Langfasern
metallische Fasern	Kupfer, Wolfram, Aluminium	Endlosfasern

Tab. 1.1: Typische Faserwerkstoffe und Werkstoffgruppen, derzeit maximal mögliche Verwendungslänge.

Fasern oftmals stark streuen, werden sie in der Luftfahrt und Automobilindustrie selten benutzt.

Zudem ist die maximal mögliche Länge von Naturfasern aus fertigungstechnischen Gründen derzeit noch begrenzt, wodurch sich die Einsatzmöglichkeiten weiter reduzieren. Die in dieser Arbeit ausschließlich betrachteten Fasern sind Endlosfasern aus Kohlenstoff. Bereits ab einer Länge von 50 mm spricht man von Endlosfasern. Im Idealfall reichen die Fasern fortlaufend ohne Unterbrechung durch das gesamte Bauteil. Unterhalb von 1 mm Faserlänge spricht man von Kurzfasern, Langfasern haben eine Länge von 1-50 mm. Eine einzelne Endlosfaser wird auch als Filament bezeichnet. Nach [DIN69] handelt es sich dabei um Fasern „praktisch unbegrenzter Länge“.

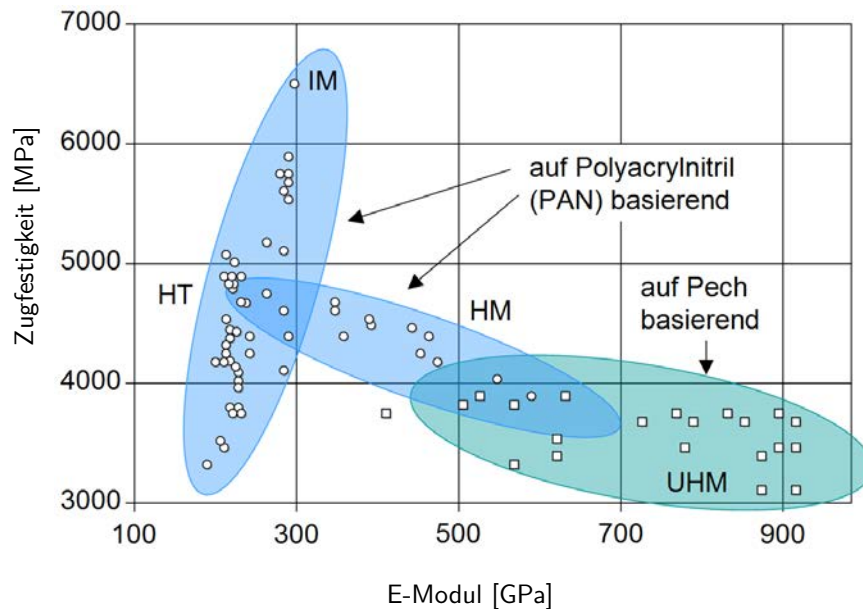


Abb. 1.3: Zugfestigkeit verschiedener Carbonfasertypen über dem E-Modul. Grundsätzlich werden hochfeste (PAN-Basis) und hochsteife (Pech-Basis) Fasern unterschieden [JH10].

Glas- wie Kohlenstofffasern gibt es darüber hinaus für unterschiedliche Einsatzbereiche in unterschiedlichen Qualitäten. Grundsätzlich haben Glasfasern einen niedrigeren Elastizitätsmodul als Kohlenstofffasern. Man entscheidet sich deswegen aufgrund der insgesamt hohen Festigkeit und Steifigkeit, trotz des höheren Preises, oftmals für die Kohlenstofffaser. Aus konstruktiver Sicht besitzen Kohlenstofffasern gegenüber anderen Fasertypen viele Vorteile. [Sch07] Als negativer Aspekt ist die elektrische Leitfähigkeit von Kohlenstofffasern zu nennen, die Kontaktkorrosion mit Metallen begünstigt.

Glasfasern gibt es beispielsweise mit hoher chemischer Beständigkeit (sog. C-Glas), mit niedrigem dielektrischen Verlustfaktor (D-Glas) oder besonderer Bruchfestigkeit (S-Glas). Standardmäßig wird für Faserkunststoffverbunde das sog. E-Glas, ursprünglich für den elektrischen Einsatz zur Herstellung von Platinen entwickelt, verwendet.

Kohlenstofffasern können in verschiedene Typen unterteilt werden: dazu gehören hochfeste Fasern (auf Basis von Polyacrylnitril) und hochsteife Fasern (auf Pech-Basis). Zu den hochfesten Carbonfasern (HT - High Tenacity) zählen ebenfalls die hochdehnbare (HST - High Strain) und hochmodule Faser (HM - High Modulus) sowie die IM-Faser mit mittlerem E-Modul aber hoher Festigkeit. Die hochsteifen Fasern (UHM-Fasern) haben einen besonders hohen E-Modul aber eine deutlich niedrigere Zugfestigkeit. Abb. 1.3 gibt dazu einen Überblick.

Textile Halbzeuge

Die Verarbeitungsform der Fasern hat einen entscheidenden Einfluss auf die Werkstoffeigenschaften. Die einzelnen Filamente werden bündelweise, meist als Vielfache von Tausend, zu Rovings zusammengefasst. Üblich für CFK sind z. B. 6k- oder 12k-Rovings. Rovings wiederum können gewickelt, geflochten, gewebt oder gestrickt trocken zu Halbzeugen weiterverarbeitet werden. Auch das Aufsticken einzelner Rovings auf einen Untergrund zur gezielten Verstärkung von Bauteilen (entlang des Kraftverlaufs, an Rändern und Aussparungen) ist möglich. Man spricht dabei von Tailored Fibre Placement.

Zur leichteren Handhabung bei der Herstellung flächiger Bauteile werden flächige textile Halbzeuge, meist Gewebe oder Gelege, verarbeitet. Die Abfolge von Kett- und Schussfäden beim Weben hat Einfluss auf die Handhabbarkeit des textilen Halbzeugs, ebenso auf Formbeständigkeit und Drapierverhalten. Kett- und Schussfäden stehen beim Weben meist rechtwinklig aufeinander. Beim Flechten sind auch andere Zwischenfaserwinkel mit geringem Aufwand realisierbar. Liegen die Fasern nur in eine Richtung orientiert, spricht man von unidirektionalem Aufbau (Abb. 1.4). Dabei haben Faserorientierung und Lagenaufbau erheblichen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Bauteils.

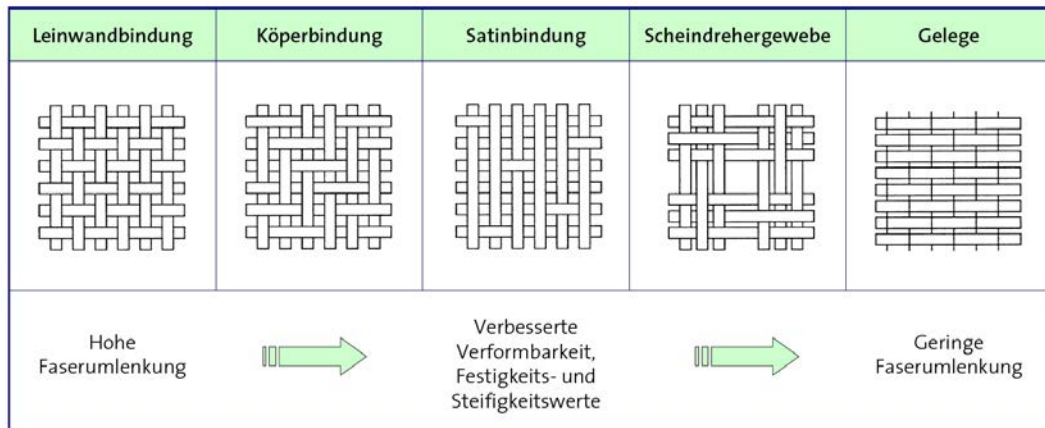


Abb. 1.4: Unterschiedliche Bindungen für textile Halbzeuge - verschiedene Gewebe mit $0^\circ/90^\circ$ Orientierung, Gelege unidirektional [FZR96]

Matrixsysteme

Die Matrix fixiert und verklebt die Fasern und Faserschichten in der gewünschten Anordnung zur Formgebung des Werkstücks. So können Kräfte und Spannungen in die einzelnen Fasern eingeleitet und übertragen werden. Nur mit Hilfe der Matrix können die einzelnen Fasern auf Druck beansprucht werden, da sie sonst knicken würden. Auch die Übertragung von Schub und Kräften quer zur Faserrichtung erfolgt durch die Matrix. Die Gesamtwerkstoffeigenschaften werden stark durch die Matrix beeinflusst. Die gängigen Matrixsysteme bestehen aus polymeren Kunststoffen. Polymere selbst lassen sich in die beiden Hauptkategorien Duroplaste und Thermoplaste aufteilen. Die Moleküle in Thermoplasten setzen sich zu langen Ketten zusammen, die untereinander keine chemische Verbindung aufweisen. Sie werden durch intermolekulare Kräfte wie Wasserstoffbrückenbindungen und van-der-Waals-Kräfte zusammengehalten. Diese Bindungen lassen sich durch Wärmezufuhr kurzzeitig unterbrechen. Thermoplastische Matrixsysteme lassen sich daher beliebig oft aufschmelzen. Die Werkstoffe lassen sich so nachträglich umformen.

Duroplaste finden bereits deutlich länger Verwendung und sind weiter verbreitet. Die Moleküle im Material sind untereinander vernetzt, das Material härtet bei der Verarbeitung endgültig aus. In den meisten Fällen ist der Kunststoff danach nicht mehr umformbar. Zur Verarbeitung muss die duroplastische Matrix in einem flüssigen Zustand vorliegen. Viele Matrixsysteme bestehen daher aus einem Zwei- oder Mehrkom-

ponentensystem, die erst nach dem Zusammenführen reagieren. Andernfalls liegt das Material tiefgekühlt vor, wird vor der Verarbeitung aufgetaut, und anschließend unter zusätzlicher Wärmezufuhr ausgehärtet. [Mal93]

Beispiele für Duroplaste sind Epoxid, Polyester oder Vinylester. Unter den Thermoplasten sind unter anderem Polystyrol und Polyethylen verbreitet. Dem Harz wird - je nach Anwendung direkt vor der Verarbeitung oder bereits bei der Herstellung - ein Härter beigemischt, der die Aushärtung zu einem festen Kunststoff ermöglicht. Es gibt eine Vielzahl von Kombinationsmöglichkeiten, je nach Verwendungszweck, gewünschten Eigenschaften oder der Verarbeitungsdauer.

Herstellungsverfahren

Bei der Bauteilherstellung werden die Faserhalbzeuge mit einem Harzsystem imprägniert und ausgehärtet. Das Gewebe kann mit Harz vorimprägniert sein, um eine besonders einfache Handhabung zu ermöglichen. Man spricht von einem „Prepreg“. Es hat den Vorteil, dass die trockenen Fasern durch das Harz in Form gehalten werden. Durch die maschinelle Vorbereitung sind die Fasern sehr gleichmäßig ausgerichtet und mit Harz getränkt. Das erleichtert Zuschnitt und Handhabung besonders für flächige Bauteile. Die vorimprägnierten Halbzeuge können über größere Zeiträume nur tiefgekühlt gelagert werden. Die Probekörper, die für diese Forschungsarbeit verwendet wurden, sind im Prepregverfahren hergestellt.

In allen anderen Fällen wird das flüssige Harz separat auf die trockenen Fasern aufgebracht. Dies bietet sich insbesondere bei komplex geformten Bauteilen oder nicht gängigen Faserausrichtungen an. Auch in der Forschung wird viel mit solchen Verfahren gearbeitet, da Variationen leicht durchzuführen sind. Gängige Möglichkeiten sind:

- Handlaminieren: Die Fasermatten werden schichtweise über eine gewünschte Form drapiert und mit flüssigem Harz bestrichen.
- VARI: Harz wird mittels Vakuum in das zu infiltrierende Bauteil gezogen, überschüssiges Harz wird auf der anderen Bauteilseite direkt abgesaugt.
- VAP: Die genaue Harzmenge wird vorab mit in die Form gegeben, überschüssige Luft kann durch eine semipermeable Membran unter Vakuumdruck entweichen.

- RTM: Das Halbzeug wird in eine Form gelegt, diese wird geschlossen und Harz in das Bauteil eingespritzt. Dieses Verfahren hat hohes Industrialisierungspotenzial.

Je nach Harzsystem und Herstellungsverfahren kommen zusätzlich noch ein Ofen oder Autoklav zum Einsatz, um geforderte Temperaturabfolgen und Druckdifferenzen genau einzuhalten. Auch hier kann, in gewissen Grenzen, Einfluss auf die späteren Werkstoffeigenschaften genommen werden.

1.1.2 Schädigungen

Durch die besonderen Materialeigenschaften treten in CFK-Strukturen Schädigungsbilder auf, die in metallischen Werkstoffen unbekannt sind. Neben dem klassischen Bruch, bei dem Fasern wie Matrix zerstört werden, können vor allem innerhalb des Materials Fehler auftreten, die von außen nur schwer zu erkennen sind. Vor allem die Delamination, ein flächiges Ablösen der einzelnen CFK-Schichten voneinander, gehört dazu. Weitere Schädigungsbilder sind in Abb. 1.5 dargestellt.

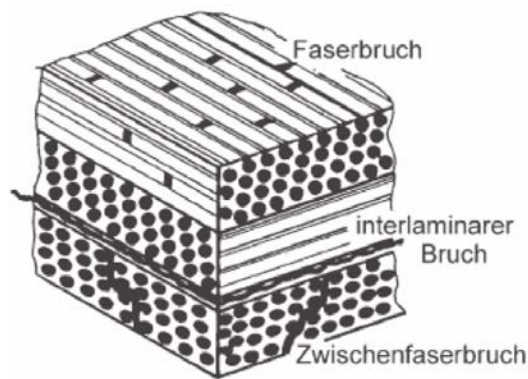


Abb. 1.5: Verschiedene Schadensarten in einer CFK-Struktur [Dre06]

Unterscheidung von Fehlerursachen

Eine Fehlstelle, die in einer Faserverbundstruktur vorliegt, kann mehrere Ursachen haben. Es wird zwischen Fehlern und Schäden unterschieden.

Zum einen können Fertigungsfehler auftreten: Porositäten und Lufteinschlüsse, Welligkeiten und Falten, flächige Delaminationen aufgrund einer falschen Oberflächenbe-

handlung oder versehentlich einlamierten Folien. Der fertige Werkstoff hat dann von Beginn an nicht die Eigenschaften, die er bei korrekter Fertigung haben könnte.

Zum anderen können Schäden nachträglich eingebracht werden, beispielsweise durch Unfälle oder Missbrauch, kleine Schlagbeanspruchungen wie etwa durch Steine, Hagel oder beim Automobil Zusammenstöße z. B. mit Schranken oder sich senkenden Garagentoren.

1.1.3 Schadenstoleranz

In der Luftfahrtindustrie bestehen hohe Sicherheitsanforderungen an die Zuverlässigkeit einer Struktur. Aus diesem Grund wird jeder auch nur leicht sichtbare Schaden, der sogenannte „Barely Visible Impact Damage“ (BVID), repariert. Schäden, die noch kleiner sind als diese, dürfen auch unter Dauerbelastung nicht zu einem Versagen der Struktur führen. Strukturbauteile werden daher beispielsweise beim Flugzeughersteller Airbus so ausgelegt, dass sie sich im Einsatz um nicht mehr als 4‰ ihrer Dehngrenze dehnen. Die Erfahrung zeigt, dass ein Schädigungswachstum so nahezu ausgeschlossen ist.

Eine Herausforderung ist die Schadenserkenkung solcher Fehlstellen, sei es durch Produktionsfehler oder nachträglich zugefügte Schädigungen. Beim BVID liegt die messbare Eindringtiefe im Bereich weniger Zehntel Millimeter, wenn im Material bereits eine Delamination mit mehreren Zentimetern Größe vorliegt (siehe Abschnitt 2.3.1).

In der Automobilindustrie ist es möglich, eine größere Schadenstoleranz zuzulassen. Abhängig von der Konstruktionsphilosophie müssen Schäden, die kleiner als ein Barely Visible Damage sind, daher für diese Untersuchung nicht betrachtet werden, da sie nicht zu einem Versagen der Struktur führen.

1.2 Problemstellung

Die Entscheidung, ob ein Schaden einen Werkstoff derart beeinträchtigt, dass seine Funktionsweise nicht mehr garantiert werden kann, hängt vom Grad der Schädigung ab und führt zu der Entscheidung, ob eine Reparatur oder ein Austausch vorgenommen werden muss oder nicht.

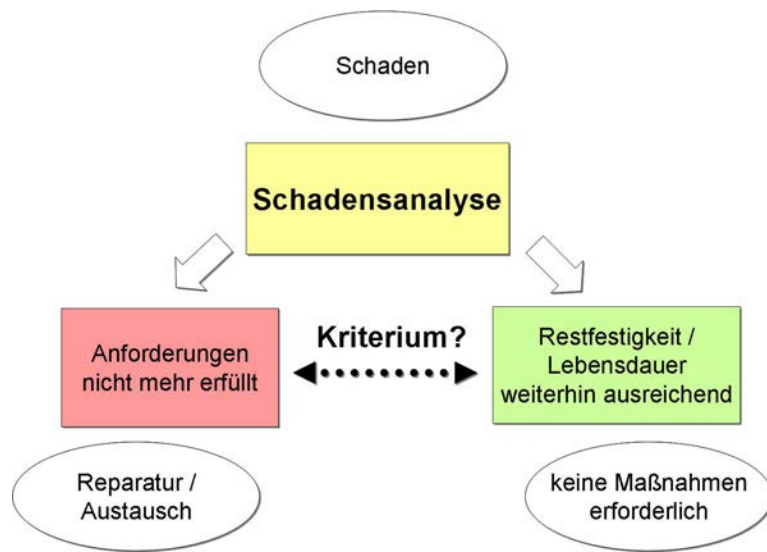


Abb. 1.6: Konzeptionierung für die Schadensanalyse

Ein Kriterium zur Definition der Mindestanforderung ist notwendig, mit dem beurteilt werden kann, ab welchem Schädigungsgrad die an eine Struktur gestellten Anforderungen nicht mehr erfüllt werden. Das Kriterium hängt von der jeweiligen Geometrie und dem Aufbau im relevanten Bauteil ab. Hier soll eine Antwort gefunden werden, die für den Umgang mit Schädigungen an Fahrzeugen in der Praxis als Hilfe dient.

1.2.1 Schadensbeurteilung

Die kritische Grenze, unter der ein Bauteil seine Funktionen nicht mehr zufriedenstellend erfüllen kann, ist von Bauteil zu Bauteil unterschiedlich. Unterschiedliche Bauteile werden aus unterschiedlichen Gründen (Optik, benötigte Vorgaben an Fügebereiche, Handhabung) nicht alle mit dem gleichen Sicherheitsfaktor, sprich dem gleichen Überschuss an beispielsweise Festigkeit oder Steifigkeit, verbaut. Für jedes Bauteil müssen daher vor einer Entscheidung über zulässige Eigenschaftseinbußen die tatsächlich notwendigen Leistungsanforderungen bekannt sein.

Wird beim Kundendienst an einem Fahrzeug ein Schaden festgestellt, stellt sich die Frage, ob das Fahrzeug mit einem Schaden dieser Größe an dieser Stelle in diesem Bauteil noch verkehrstüchtig ist, wie es vom Gesetzgeber und von der internen Fahrzeugsicherheit vorgeschrieben wird.

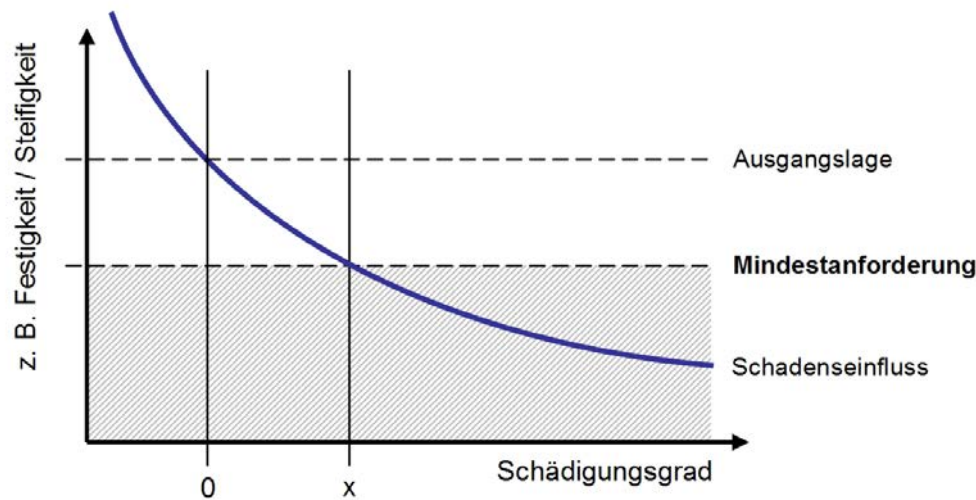


Abb. 1.7: Schadenseinfluss und Beurteilung, z. B. Restfestigkeit über dem Schädigungsgrad. **0:** kein Einfluss oder kein Schaden messbar **x:** kritische Schadensgröße, hier wird die Mindestanforderung erreicht.

Die vorliegende Arbeit legt den Fokus auf den Einsatz von kohlefaserverstärkten Kunststoffen (CFK) in der Automobilindustrie. Die Anwendbarkeit der Ergebnisse im praktischen Einsatz zum Beispiel im Kundenservice größerer Fahrzeughersteller spielt eine wesentliche Rolle. Dabei kommen Zeit- und Kostenaspekte ins Spiel, die in der reinen Forschung nicht von zentraler Wichtigkeit sind. Die Untersuchung befasst sich daher vorrangig mit Geometrien und Lagenaufbauten, wie sie im praktischen Einsatz bei der Herstellung und Reparatur von Automobilen Verwendung finden, oder denen ähneln.

1.2.2 Analyse von Schäden

Die Analyse von Schäden beinhaltet das Erfassen und Katalogisieren von vorhandenen Schädigungen und eine Einteilung in Schädigungsart und Ausmaß.

Für eine statistische Erhebung wurde ermittelt, welche Bauteile am Fahrzeug im Schadensfall besonders häufig betroffen sind und in welcher Art sie geschädigt werden. Dafür wurden Reparaturdaten des Kundenservice der Audi AG in Neckarsulm ausgewertet. Aus über 700 Reparaturberichten aus dem Zeitraum von 2005 bis Anfang 2009 ergibt sich folgende Schadensverteilung:

Bezugsgrundlage	Front	Heck	Seite	Gesamtanzahl
nach GDV Berlin	0,54	0,30	0,16	–
für alle Fahrzeuge (Neckarsulm)	0,38	0,36	0,26	781
für A8 / R8	0,41	0,28	0,31	46

Tab. 1.2: Verteilung von Schäden am Gesamtfahrzeug, Vergleich der Unfallstatistik des GDV Berlin für Deutschland mit der Reparaturdatenbank von Audi Neckarsulm

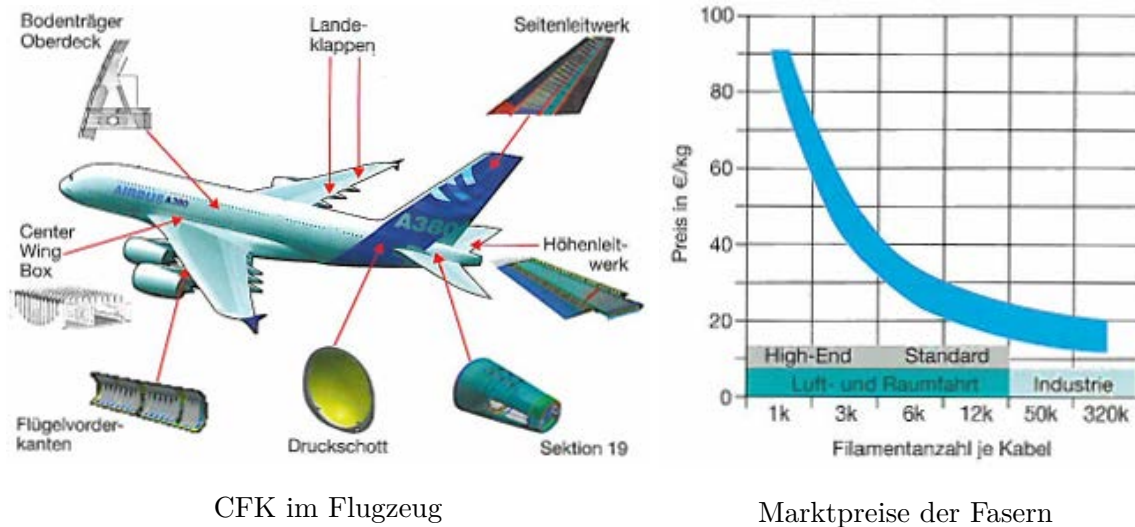
In Übereinstimmung mit den Ergebnissen des Gesamtverbands der Deutschen Versicherungswirtschaft Berlin treten Frontschäden am häufigsten auf. Bei den im Kundenservice Neckarsulm reparierten Fahrzeugen ist eine Tendenz zu einer eher gleichmäßigen Verteilung der Schäden rund um das Fahrzeug erkennbar. Zu berücksichtigen ist die im Verhältnis zur gesamtdeutschen Reparaturdatenbank geringe Anzahl von weniger als 1000 Fahrzeugen nur aus der näheren Umgebung von Neckarsulm.

1.3 Stand der Technik

1.3.1 CFK in der Luftfahrt

Die Luftfahrt verwendet faserverstärkte Kunststoffe sowohl im Flugzeug- als auch Helikopterbau bereits seit mehreren Jahrzehnten. Beispiele für die vielfältigen Einsatzgebiete in einer Flugzeugstruktur sind in Abb. 1.8 zu sehen.

Die Arbeit mit den verschiedenen Werkstoffen (unterschiedliche Faser- und Matrixsysteme) wird von einem großen Erfahrungsschatz gestützt. Bereits in den 1950er Jahren wurde das erste Segelflugzeug aus glasfaserverstärktem Kunststoff gebaut. Bei Neukonstruktionen wird oft das gesamte Konzept gezielt an den speziellen Herausforderungen und Möglichkeiten von Faserverbundwerkstoffen (FVW) ausgerichtet. Bau- und Wartungsvorschriften schreiben für die unterschiedlichen Luftfahrzeugklassen detailliert vor, welche Sicherheitsfaktoren einzuhalten sind und wie mit Schädigungen umzugehen ist. Abhängig von diesen unterschiedlichen Philosophien bei Entwicklung, Konstruktion, Wartung und Anforderung ergeben sich unterschiedliche Konzepte, nach denen sich die verschiedenen CFK verarbeitenden Branchen richten.



CFK im Flugzeug

Marktpreise der Fasern

Abb. 1.8: Mögliche Einsatzbereiche für CFK-Werkstoffe im Flugzeugbau und qualitätsabhängige Preisgebung [JH10].

Aufgrund strenger Sicherheitsbestimmungen ist eine herausragende Qualität der Rohmaterialien, speziell der Faserhalbzeuge und damit der Fasern in der Luftfahrtindustrie von entscheidender Bedeutung. Das spiegelt sich auch im Einkaufspreis wieder (vgl. Abb. 1.8). Auch muss jede Materialkomponente vor der Verwendung von der Luftfahrtbehörde zugelassen werden. Daneben überwacht die Qualitätssicherung die Fertigung einwandfreier Bauteile, für die die verwendeten Materialien die Grundlage bilden.

1.3.2 Anwendung und Konstruktion im Automobilbau

Für die Automobilindustrie stellt die Verwendung von Faserverbundwerkstoffen keine absolute Neuerung dar. Die derzeitige Anwendung beschränkt sich aber meist auf Klein- und Kleinstserienfahrzeuge oder Einzelteile. Ein Grund dafür liegt in der nötigen Handarbeit und der momentan noch schlechten Automatisierbarkeit bei der Verarbeitung von Fasern und Matrix. In der hochautomatisierten Fließbandfertigung von Großserienfahrzeugen sind die Prozessschritte bei der Verarbeitung faserverstärkter Kunststoffe noch ungewohnt. Ein anderer Grund sind die damit verbundenen höheren Kosten. So bringen die neuartigen Möglichkeiten bei der Verwendung von CFK auch neue Herausforderungen mit sich [Sul06].

Seit mehreren Jahren ist bei den Karosseriebauweisen ein Trend weg vom Chassis zu hochintegrierten Fahrzeugkonzepten zu verzeichnen (Abb. 1.9). Auch der Wandel von

Metallen auf hybride Strukturen nimmt zu [Gra06]. Dabei wird der Umstieg auf beispielsweise CFK schrittweise vorgenommen. Wenn es keine vollständige Neukonstruktion gibt, sondern Bauteil für Bauteil adaptiert wird, werden nicht alle Herausforderungen, die die Verwendung faserverstärkter Kunststoffe mit sich bringt, ausreichend berücksichtigt.

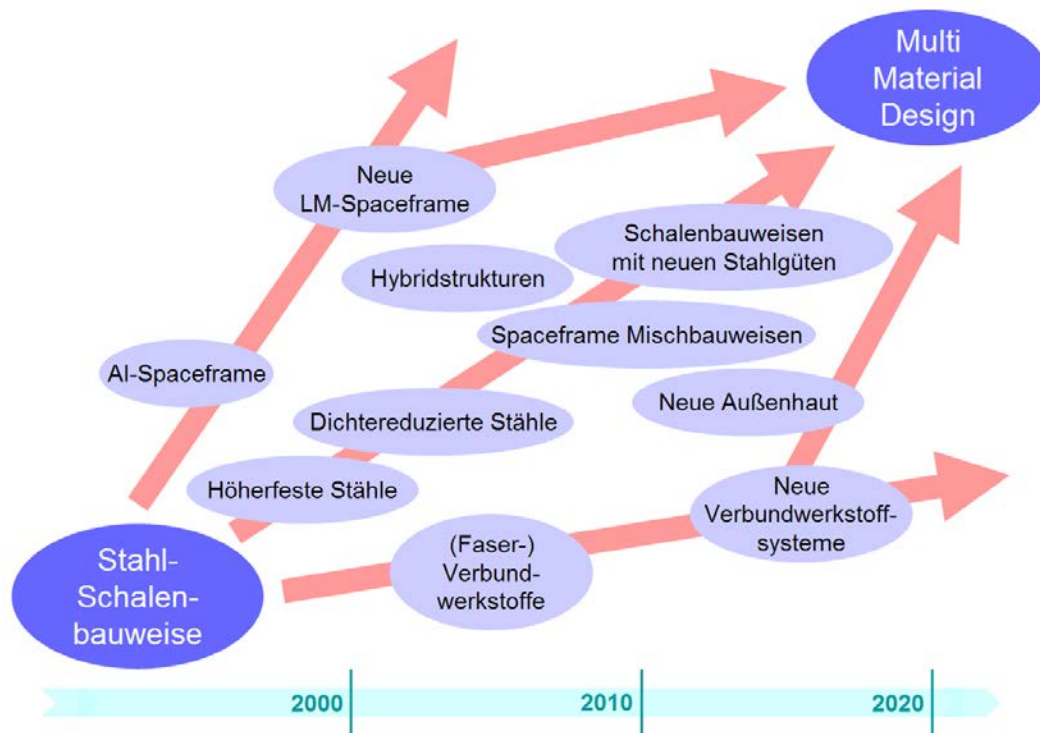


Abb. 1.9: Evolution und Erwartung bei den Konzepten für Karosseriebauweisen [SS08]. Neue Materialkonzepte bringen Herausforderungen für Entwicklung und Konstruktion mit sich.

1.3.3 Imagefaktor und Technologietrends

Die Verwendung des imagerträchtigen Materials CFK vermittelt Werte wie Leichtigkeit, Innovation und Sportlichkeit. Da dies von den Kunden verstärkt angenommen wird, lohnt sich bei einigen Fahrzeugmodellen die Verwendung trotz höherer Material- und Fertigungskosten selbst bei Bauteilen, die nicht zur tragenden Struktur zählen.

Neben CFK-Bauteilen, die wie herkömmliche Strukturbauteile in Wagenfarbe lackiert sind, gibt es einen Trend zur Verwendung von „Sichtcarbon“. Bauteile aus CFK mit

besonders ansprechender Gewebestruktur werden klar lackiert im Sichtbereich verbaut. Ein Beispiel dafür ist das Sidepanel des Audi R8 (Abb. 1.1 auf Seite 2). Eine fehlerfreie Gewebestruktur ist dafür Voraussetzung. Dies führt zu neuen Herausforderungen bei der Fertigung.

Oberflächengüte

Im Automobilbau werden an die Oberflächengüte höhere Anforderungen gestellt als in der Luftfahrtindustrie. Ein optischer Unterschied zwischen gleichfarbig lackierten Bauteilen unterschiedlicher Materialbeschaffenheiten ist ein qualitätsminderndes Kriterium. Bedingt durch die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten zeichnet sich durch einen Setzungsprozess die Faserstruktur auf der Oberfläche ab. Diese kann man auch durch eine Lackierung nicht kaschieren, im Gegenteil wird der Unterschied gerade neben gleich lackierten metallischen Bauteilen besonders deutlich (vergl. [Dur08]).

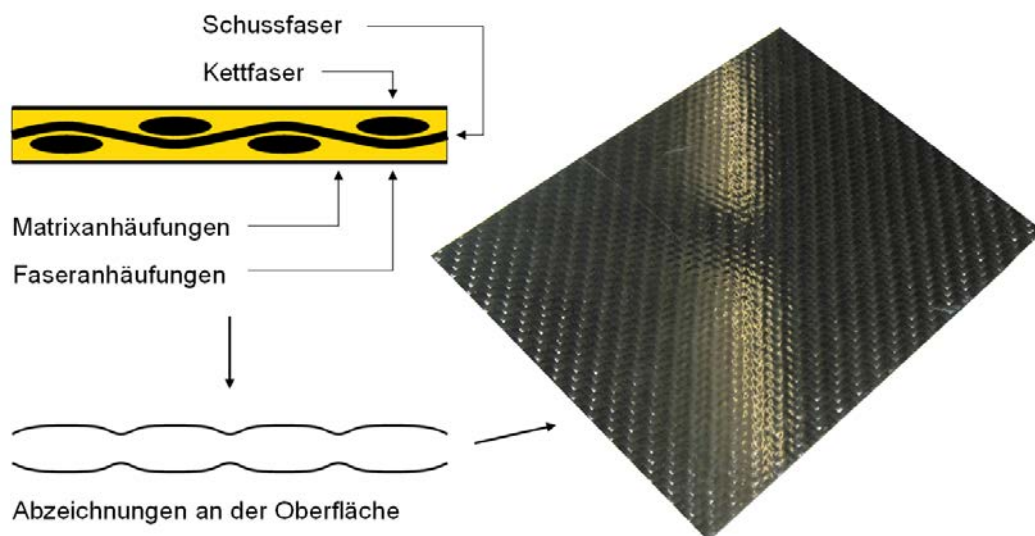


Abb. 1.10: Problematik der Oberflächengüte von Gewebe [Dur08]. Durch Alterungseinflüsse und Relaxation zeichnet sich die Gewebestruktur ab.

Abhilfe kann man schaffen, indem die oberste Lage eines Bauteils nicht aus einem Gewebe, sondern aus einer unidirektionalen Lage besteht. Auf diese Weise können sich keine Ondulationen abzeichnen. Eine unidirektionale Oberfläche verhält sich allerdings wenig tolerant gegenüber Schlagbeanspruchungen wie Impacts (vgl. Abschnitt 1.3.7). Für die Praxis muss ein geeigneter Kompromiss gefunden werden.

1.3.4 Materialqualität

In der Automobilindustrie sind viele Entscheidungen vor allem von den Kosten abhängig, wogegen in der Luftfahrtbranche die Qualität der Materialien an erster Stelle steht. In der Automobilindustrie sind daher Einsparungen möglich, da die Sicherheitsanforderungen an einzelne Bauteile nicht so hoch sind wie in der Luftfahrtindustrie. Andererseits sind preisgünstige Fasern und Halbzeuge oft von weniger gleichmäßiger Struktur (vgl. Abb. 1.8).

Qualitätskontrolle

In der Luftfahrt ist die Qualitätskontrolle sehr streng. Rotorblätter für Hubschrauber beispielsweise werden vor dem Einbau einzeln in einer Computertomographieanlage mit Röntgenstrahlung auf Vorschädigungen untersucht. Die für die Herstellung aufgewandten Kosten sind, auch durch den Einsatz von viel Handarbeit, bereits so hoch, dass die zusätzlich anfallenden Kosten für diese Art der Bauteilprüfung gerechtfertigt werden können. Die Wartung der in Betrieb befindlichen Teile erfolgt in der gesamten Luftfahrtbranche nach Flug- bzw. Einsatzstunden, nicht nach einem festen Zeitintervall (wie durch den TÜV). Sichtbare Schäden werden nicht toleriert.

Temperaturverhalten und -beständigkeit

Faser und Matrix haben unterschiedliche Wärmeausdehnungskoeffizienten, was zu einer Reihe von Besonderheiten beim Verhalten des Werkstoffs unter Temperatureinflüssen führt. Auch hat CFK einen viel geringeren Wärmeausdehnungskoeffizient als die gängigen Metalle. Bei Aluminium etwa liegt dieser bei $23 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, bei unidirektionalem CFK parallel zur Faser nur bei $0,2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. Bekannt ist dieser Effekt als $\Delta\alpha$ -Problematik. Dies muss beim Fügen von Bauteilen, gerade im Hinblick auf die strengen Vorgaben der Automobilindustrie bezüglich Spaltmaßen, berücksichtigt werden. Aufgrund der Anisotropie von Faserverbundwerkstoffen hängt der Wärmeausdehnungskoeffizient zudem von der Faserorientierung ab, wie in der folgenden Abb. 1.11 zu sehen.

Trotz der heterogenen Eigenschaften des Materials, aufgrund derer es zu inneren, transversalen Zugspannungen in den Einzelschichten kommen kann, eignet sich CFK gut für den Einsatz bei niedrigen Temperaturen, da diese Effekte bei CFK gering sind. Zudem

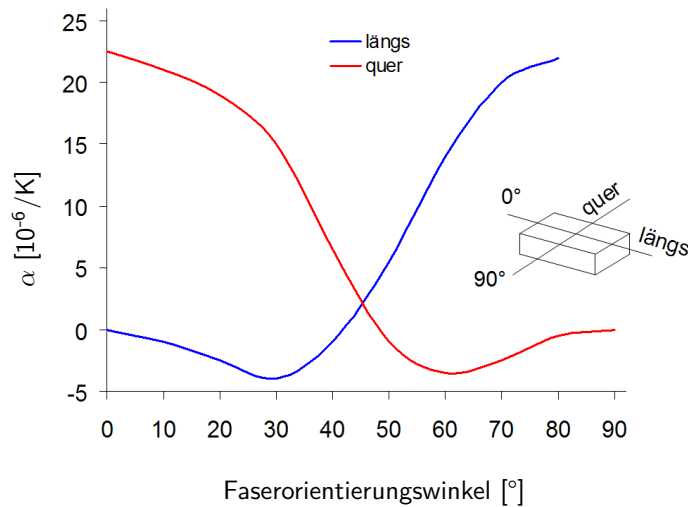


Abb. 1.11: Wärmeausdehnungskoeffizient α in Abhängigkeit der Faserorientierung für CFK [JH10]. Durch gezielte Anordnung des Einzellagen kann die Gesamtausdehnung reduziert werden.

können bei einer günstigen Kombination von Faser und Matrix ausgezeichnete thermische Isolationseigenschaften entstehen, da die Wärmeleitfähigkeit insbesondere parallel zur Faser stark abnimmt [Kle10].

Für eine hohe Temperaturbeständigkeit von CFK ist meist der Matrixwerkstoff ausschlaggebend. Die gängigen Fasern ertragen deutlich höhere Temperaturen. Der Grenzwert einer Epoxidmatrix ist manchmal bereits bei 80 °C erreicht. Diese sogenannte Glasübergangstemperatur T_g kennzeichnet den Punkt, an dem das Material von seinem festen, steifen Ausgangszustand in einen weichen, gummiartigen Zustand übergeht, wobei in Folge dessen die wesentlichen Eigenschaften negativ verändert werden.

In der automobilen Fertigung werden oftmals höhere Temperaturen als die üblicherweise ertragbaren 80 °C gefordert, z. B. bis zu 190 °C bei der kathodischen Tauchlackierung. Das Harzsystem *EPS601* der Firma Hexion mit einer Glasübergangstemperatur von 200 °C bietet sich dafür an. Es ist aufgrund seiner Fließeigenschaften ebenfalls für den RTM-Prozess geeignet. Wie von [Bec10] gezeigt, weichen die tatsächlichen ertragbaren Temperaturen manchmal von den Deklarationen negativ ab. Im automobilen Fertigungsprozess muss dies berücksichtigt werden.

Korrosion

Faserverbundwerkstoffe zeichnen sich durch eine hohe Korrosionsbeständigkeit aus. Sowohl gegen Witterungseinflüsse als auch gegen chemische Korrosion sind die meisten Matrixwerkstoffe resistent oder können gezielt für entsprechende Anforderungen ausgewählt werden.

Eine Herausforderung stellt dagegen die Werkstoffkompatibilität aufgrund elektrochemischer Korrosion dar [Sch07]. Korrosion von Stählen bedingt durch die Verwendung von GFK ist unkritisch, CFK erhöht jedoch durch den hohen Kohlenstoffanteil die Gefahr, dass kontaktierende Metalle angegriffen werden. Entgegen gängiger Annahme korrodiert dabei auch Aluminium in hohem Maße. Die Eloxidschicht, die Aluminium gegen Witterungseinflüsse schützt, wird hier durchbrochen.

Gerade im Automobilbau wird dabei nicht nur die Sicherheit, sondern vielmehr auch die Optik in Mitleidenschaft gezogen. Abhilfe schaffen Trennmittel und Schutzlackierungen.

Recycling

Das Recycling von CFK stellt derzeit noch eine große Herausforderung dar. Durch die dauerhaft ausgehärteten Molekülketten der Duroplastmatrix kann der Werkstoff praktisch nurmehr kleingehäckselt und als Füllstoff weiterverarbeitet werden. Thermoplastische Matrixsysteme unter der Verwendung von Naturfasern bieten dahingehend ein weitaus größeres Potenzial [HH06].

Neuartige Recyclingmodelle werden derzeit erforscht (siehe z. B. [Töt05]). Die CFK Valley Stade Recycling GmbH & Co. KG hat ein Verfahren entwickelt, die Fasern von der ausgehärteten Polymermatrix freizulegen und diese Fasern definierter Länge der Wertschöpfungskette wieder zuzuführen. Die deutlich schwerere Matrix ist in diesen Prozess jedoch noch nicht einbezogen.

Die Notwendigkeit neuer Recyclingkonzepte wird umso deutlicher, als die EU-Richtlinie 2000/53/EG [EU00] bis zum Jahr 2015 eine Wiederverwendung und Recycling von 85 % des durchschnittlichen Fahrzeuggewichts pro Jahr vorschreibt. Derzeit sind es 80 %.

1.3.5 Einbringen und Erkennen von Schäden

Nach Schlagbeanspruchungen bleiben an der Bauteiloberfläche ab einer bestimmten Energie sichtbare Schädigungen, BVID, zurück. Anders als bei Metallen tritt beim Versagen der Struktur keine plastische Verformung auf. Mit Erfahrung und Übung kann man solche Fehlstellen entdecken, und je nach Art und Umfang ungefähr auf die mögliche Schädigung schließen. Für einen ersten Anhaltspunkt bei der Suche nach Fehlerstellen ist die Sichtprüfung also hilfreich. Es besteht aber die Möglichkeit, dass Schäden, die kleiner als ein BVID sind, nicht erkannt werden.

Delaminationen, die ohne äußere Einwirkung - etwa durch nicht verklebte Gewebelagen entstehen - können so nicht detektiert werden. Mit einem Impactfallprüfstand, siehe [WDB08], können Delaminationen in Laminaten für Untersuchungszwecke reproduziert werden.

Zerstörungsfreie Prüfmethoden

Zerstörungsfreie Prüfmethoden (ZfP) eignen sich auch zur Detektion von Schädigungen, die keine Spuren auf der Bauteiloberfläche hinterlassen, etwa Fehlstellen bei Verklebungen. Mit einigen ZfP-Verfahren können Schäden berührungslos und rückstandsfrei in Bauteilen detektiert werden. Zu diesen Verfahren zählen Optische Lock-In Thermographie (OLT), verschiedene Ultraschallverfahren und Computertomographie (CT).

In Forschungsarbeiten werden zur Detektion von Schäden in Faserverbundwerkstoffen meist Ultraschallaufnahmen von einem ebenen Probekörper, oftmals einer Platte, angefertigt (siehe z. B. [HJC⁺07] und [WDB08]). So sind Delaminationen besonders gut zu erkennen und die Schadensfläche lässt sich klar eingrenzen. Oft ist dazu ein Kontaktmedium nötig, in vielen Fällen kann Wasser verwendet werden. Für nicht feuchtigkeitsbeständige Werkstoffe kommt mittlerweile luftgekoppelter Ultraschall zum Einsatz. Auch gekrümmte Oberflächen können mit einem am Institut für Kunststofftechnik (IKT) der Universität Stuttgart neu entwickelten Verfahren mit zwei Ultraschallköpfen untersucht werden [RSD⁺10]. Vergleichsmessungen mit diesem Verfahren wurden an den in dieser Arbeit verwendeten Probekörpern durchgeführt. Die Schadensfläche ergibt sich aus dem auf die Bauteiloberfläche projizierten Bereich, in dem alle detektierbaren Delaminationen und/oder Faserbrüche liegen. Für eine Anwendung in der Praxis, bspw.

im Kundenservice, sind Ultraschallverfahren nur bedingt geeignet. Da die Oberfläche rasterförmig untersucht werden muss, ist das Verfahren auch aufgrund der notwendigen Signalauswertung langwierig und damit teuer.

Für die praktische Anwendung gewinnt das Thermographieverfahren zunehmend an Bedeutung [Koc09]. Das schnelle, mobile Verfahren bildet Schäden ähnlich genau ab und wird daher für die in der vorliegenden Arbeit durchgeführte Untersuchung als zerstörungsfreies Prüfverfahren hauptsächlich verwendet [BK06]. Die prinzipielle Anordnung zur thermographischen Untersuchung eines Werkstücks mit der Optischen Lock-In Thermographie ist in Abb. 1.12 zu sehen. Neben der optischen Anregung kann die Temperaturmodulation innerhalb des Prüfkörpers auch durch beispielsweise Ultraschall- oder Mikrowellen erzeugt werden.

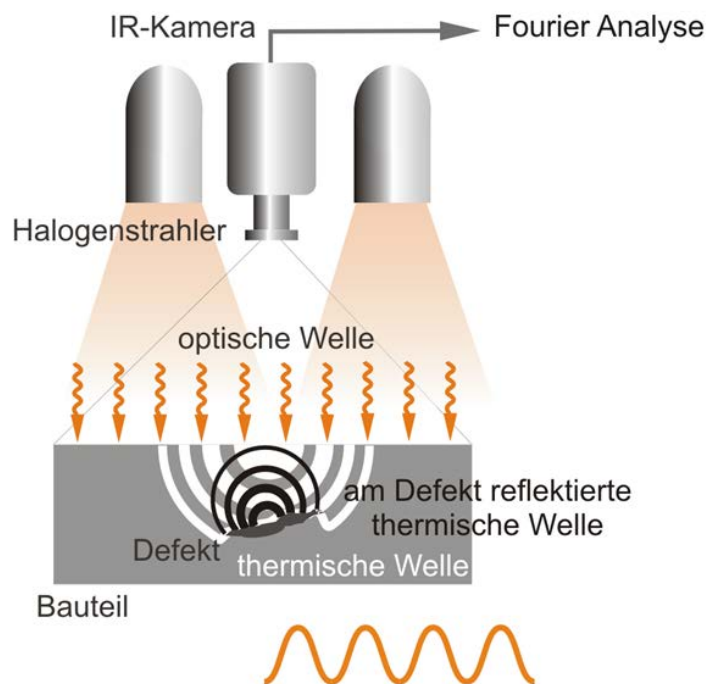


Abb. 1.12: Anordnung für OLT. Sinusförmig modulierte Halogenstrahler regen thermische Wellen im Bauteil an. Eine Thermographiekamera zeichnet die Wärmeausbreitung und dadurch sichtbare Diskontinuitäten auf. Mittels Fouriertransformation lassen sich Phasen- und Amplitudenbilder erstellen. [IKT09]

Defekte im Milli- und Mikrometerbereich können bei der Untersuchung von Faserbrüchen, Poren und anderen mikroskopisch kleinen Schädigungen mit dem CT detailliert

untersucht werden. Mikro-CT Anlagen können eine Auflösung von $3\ \mu\text{m}$ Voxelgröße erzielen. Für eine großflächige Suche nach Schadensstellen eignet sich das Verfahren jedoch nicht, da die Probengröße nur wenige Zentimeter (je nach gewünschter Auflösung weniger) betragen darf.

Structural Health Monitoring

Structural Health Monitoring beschreibt das Verfahren, den einwandfreien Zustand einer Struktur simultan zu überwachen. Hier kann man sich die elektrische Leitfähigkeit von CFK zunutze machen. Der Eigenwiderstand eines Bauteils kann sich durch eine eingebrachte Schädigung, z. B. Faserbrücke, verändern. Veränderungen könnten so aufgezeichnet werden. Es ist denkbar, dass der Bordcomputer eines Fahrzeug den Eigenwiderstand speichert, diesen beim nächsten Start mit dem erneut gemessenen Widerstand vergleicht und die diagnostizierte Veränderung anzeigt. Auch die Werkstatt könnte sich dies bei der Fehlersuche zu Nutze machen.

Delaminationen können jedoch auf diese Weise nicht nachgewiesen werden. Nur durch die Ablösung der Schichten voneinander ändert sich der Eigenwiderstand des Bauteils in Richtung der leitenden Fasern nicht.

1.3.6 Fatigue und Schadensausbreitung

Als Fatigue bezeichnet man das Ermüdungsverhalten von Werkstoffen, die zyklischen Belastungswechseln ausgesetzt sind. Zudem kann es bei einer solchen Beanspruchung zu einer forcierten Ausbreitung von bereits vorhandenen Schädigungen kommen.

Das Fatigueverhalten von Metallen und Faserverbundwerkstoffen unterscheidet sich grundlegend. Plastische Deformationen führen in Metallen zu irreversiblen Gefügeänderungen, die Risse verursachen. Ein dominanter Riss wird zu einer kritischen Größe anwachsen, was zu einem schnellen und finalen Versagen der Struktur führt.

Bei Faserverbundwerkstoffen sind die Mechanismen, die zur Strukturermüdung führen, sehr komplex und zum großen Teil von der Faserarchitektur, wie Lagenaufbau oder Faserorientierung, und den Lastfällen abhängig. Grundsätzlich sind die Fatigue-Eigenschaften im Vergleich zu anderen Werkstoffen als sehr positiv zu bewerten.

Folgende Versagensarten sind herauszustellen: Große Dehnungen führen dazu, dass einzelne Fasern reißen. Dies führt zu einer lokalen Spannungskonzentration, infolge der es zu transversalen Brüchen kommt, wenn die Bruchspannung der Matrix erreicht wird. Bei niedrigen zyklischen Zugbelastungen entstehen zufällig verteilte Risse senkrecht zur Hauptbelastungsrichtung, die jedoch vorrangig im Matrixwerkstoff auftreten. Erst bei wachsenden lokalen Dehnungen oberhalb eines kritischen Schwellwerts können die Beschädigungen auf die Fasern überspringen. Interlaminares Schubversagen führt zu einem Risswachstum an der Grenzschicht zwischen Matrix und Fasern. Unterhalb einer bestimmten Dehngrenze, dem sogenannten Fatigue-Limit, werden Matrixrisse von den Fasern unterdrückt.

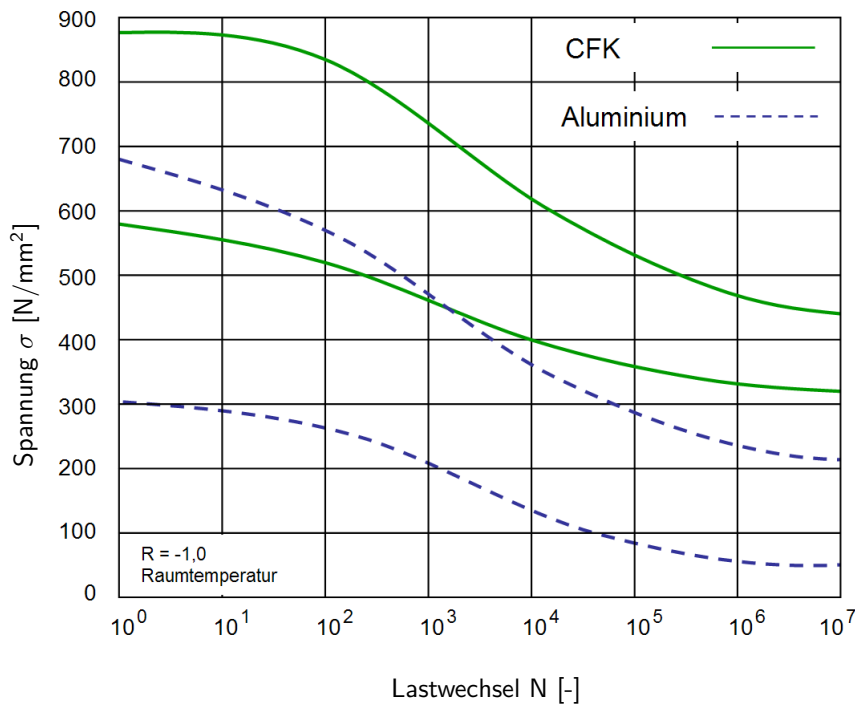


Abb. 1.13: Wöhlerkurven: Überblick über die Fatigueeigenschaften von CFK und Aluminiumlegierungen (jeweils obere und untere Grenze für verschiedene Materialkonfigurationen), nach [Dre06].

Einhergehend mit den Ermüdungserscheinungen reduziert sich die Steifigkeit im Material. Sie bleibt dabei jedoch vergleichsweise hoch. Abb. 1.13 vergleicht die Fatigueeigenschaften von Aluminiumlegierungen und CFK. [BK06]

Lebensdauervorhersage

Üblicherweise werden Fatigue-Kennwerte von langfaserverstärkten Kunststoffen experimentell bestimmt. Zyklische Belastungstests werden mit konstanter Amplitude durchgeführt. Das Verhältnis von oberer zu unterer Lastgrenze

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o}$$

ist ein Maß für die üblichen Beanspruchungen bei den Lastwechselzyklen. Der Wert beeinflusst in erheblichem Maße das Ermüdungsverhalten von FKV, wie das folgende Diagramm in Abb. 1.14 zeigt.

Größere Amplituden und insbesondere eine ständiger Wechsel zwischen Zug- und Drucklasten (Umkehrung der Lastrichtung) beschleunigt den Ermüdungsprozess. Die Untersuchung wurde an glasfaserverstärkten Rohren, ähnlich den für die Untersuchungen dieser Arbeit verwendeten Probekörpern, durchgeführt.

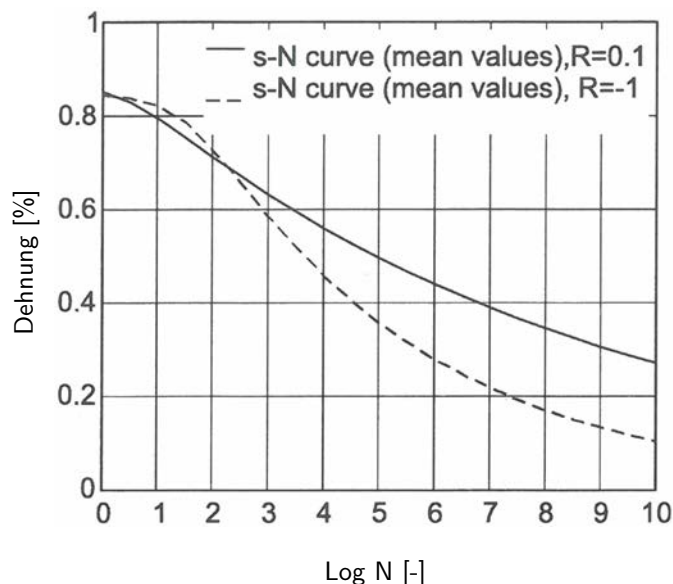


Abb. 1.14: Fatigue-Verhalten unter Torsion von GFK-Rohren aus $\pm 45^\circ$ -Gewebe bei unterschiedlichen Lastverhältnissen. Insbesondere eine Umkehrung der Lastrichtung forciert den Alterungsprozess. [BK06]

1.3.7 Bewertung von Schaden und Restfestigkeit

Einfluss vom Laminataufbau auf die Werkstoffeigenschaften

Nicht nur die Laminatkomponenten haben einen Einfluss auf das statische und dynamische Verhalten von CFK [BS87], auch die Reihenfolge und Ausrichtung der einzelnen Schichten verändern die mechanischen Eigenschaften und das Versagensverhalten [MT00]. Besonders bei Impactbelastung ist entscheidend, ob die Deckschicht des Werkstücks aus einem Gewebe oder Gelege besteht. Das Energieabsorptionsverhalten verbessert sich, je stärker die Fasern gekrümmt sind. Daher werden für ballistische Einsatzzwecke vorzugsweise Gestricke verwendet, in denen die Fasern besonders stark ondulieren. Dennoch verbessert sich das Verhalten gegen Impact hauptsächlich durch eine Erhöhung der Schlagzähigkeit des Harzes. Die Verwendung festerer und steiferer Fasertypen hat keinen signifikanten Einfluss [CI02].

Eine andere Möglichkeit stellt die dreidimensionale Verstärkung von Geweben dar. Statt der Materialzusammensetzung wird hier die Geometrie verändert. Die Verbindung der Gewebelagen untereinander, z. B. durch eine Vernähung, kann Delaminationen einschränken.

Übertragung von ebenen auf gekrümmte Versuchskörper

Untersuchungen der Restdruckfestigkeit von Werkstoffen mit Bohrungslochern und Impacts wurden bisher hauptsächlich an ebenen Platten durchgeführt, wie beispielsweise in der Arbeit von D.D.R. Cartié und P.E. Irving [CI02]. Auch Vergleiche dieser beiden „Open Hole Compression“ (OHC) und „Compression After Impact“ (CAI) genannten Schädigungsarten wurden durchgeführt.

Es zeigt sich, dass die Ergebnisse aus der Literatur mit den für diese Arbeit durchgeführten Versuchen an rohrförmigen Probekörpern übereinstimmen. Die Ergebnisse von J. Lee und C. Soutis aus der Arbeit „Experimental Investigation on the Behaviour of CFRP Laminated Composites under Impact and CAI“ werden später erneut aufgegriffen [LS08].

Ebenso decken sich die Ergebnisse von G. Riegert, Th. Keilig et al. an CAI-Platten durchgeführten Versuchen im Rahmen der Vergleichbarkeit mit den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen. Im Rahmen der „Schädigungscharakterisierung an NCF-

Laminaten mittels Lock-In Thermographie und Bestimmung der CAI-Restfestigkeit“ [RKA⁺05] wurden Impactplatten auf Schädigung und Druckfestigkeit untersucht.

Dünnwandige CFK-Strukturen

Für die Automobilindustrie sind Aussagen über CFK-Lamine mit dünnen Wandstärken interessant. Impacts niedriger Geschwindigkeit sind im Gegensatz zu Impacts mit hoher Geschwindigkeit bei gleicher Energie besonders kritisch, da vor allem die dadurch entstehenden großflächigen Delaminationen das Material stark schwächen. Abnahmen der Druckfestigkeit von 40-60 % im Vergleich zum ungeschädigten Zustand werden an ebenen Platten mit Wandstärken zwischen 1,6-2,2 mm beobachtet [SSN05, Abr98]. Auch hier spielt der Lagenaufbau eine entscheidende Rolle, wie in Kapitel 2 detailliert diskutiert.

Die Restdruckfestigkeit ist stark von der Laminatdicke anhängig [SP97]. Je größer die Wandstärke, umso höher bleibt die relative Restdruckfestigkeit, da der Schwellwert für die Schädigungsenergie steigt. Dabei verbessert eine größere Dicke der Einzellagen die Ergebnisse stärker, als eine Erhöhung der Lagenanzahl.

Vorhersage von Restfestigkeiten nach Impact

Die Restfestigkeit von faserverstärkten Kunststoffen auf Zug nach Impactschäden lässt sich mit mathematischen Modellen näherungsweise vorhersagen [PSG⁺02]. Das Prinzip beruht auf der Annahme, dass die mechanische Festigkeit exponentiell mit der Impactenergie abnimmt. Für niedrige Impactenergien kann die Festigkeitsreduktion über eine Differentialgleichung beschrieben werden. Die Lösung dieser DGL liefert die Zugfestigkeit nach einem Impact, wenn der Schwellwert für die plastische Verformung nach Impact sowie die Zugfestigkeiten bei hoher Impactenergie und im ungeschädigten Fall aus Experimenten bekannt sind.

Für den Lastfall Druck können ähnliche Annahmen getroffen werden. Wenn man davon ausgeht, dass Impactschäden in quasiisotrop aufgebauten Materialien nahezu kreisförmig sind, kann man das Modell mit einem Druckversuch mit Bohrungsloch (OHC) gleichsetzen [SC96]. Die auf dieser Voraussetzung von C. Soutis und P.T. Curtis durchgeführten Berechnungen ergaben in den meisten Fällen eine Vorhersage mit einem Feh-

ler $\leq 10\%$. Die Übertragbarkeit wird damit begründet, dass die Schadensausbreitung bei Druckbelastung von den äußeren Stellen des Lochs seitlich wie ein Riss wächst. Die Ergebnisse weichen stärker ab, wenn die Impactenergie das Material nur in den oberen Laminatschichten und nicht über die gesamte Dicke geschädigt hat.

Auch für die Vorhersage der Druckfestigkeit nach einem Impact spielt der Lagenaufbau eine große Rolle, wie die Arbeit von C. Soutis und C. Filiou [SF98] an Hand der Spannungsverteilung in Verbundlaminaten um ein kreisförmiges Loch zeigt. Die Übertragung von Ergebnissen auf Bauteile mit einem veränderten Lagenaufbau bedarf daher einer genauen Überprüfung.

Simulation der Auswirkung von Schädigungen

Nicht nur die Simulation von Impactschäden im Material ist für die Schadensanalyse von Bedeutung. Auch der daraus resultierende Abfall der Restdruckfestigkeit muss bekannt sein, um auf umfangreiche praktische Versuche verzichten zu können. Bereits in den 1990er Jahren konnten Vorhersagen für die Schadensausbreitung nach Impactbeanspruchung mittels Finite-Elemente-Methoden (FEM) gemacht werden [DZ95]. Derzeit jedoch müssen Materialkennwerte und Korrekturfaktoren in den computergestützten Berechnungsprogrammen umfangreich mit praktischen Versuchen abgeglichen werden, sofern es sich um komplexe Strukturen aus Verbundlaminaten handelt. Für die Güte des Berechnungsergebnisses ist die Kalibrierung des Materialmodells ausschlaggebend [WHW08].

Sowohl im mikromechanischen als auch im makromechanischen Bereich werden die Kenntnisse über das Versagensverhalten von Faserverbundwerkstoffen stetig erweitert. Mit verbesserten Rechenleistungen lassen sich Materialmodelle für eine detaillierte Untersuchung zukünftig mehr und mehr verfeinern.

1.3.8 Klimaeinflüsse

Der Einfluss von UV-Strahlung, Frost, Feuchtigkeit und Hitze lässt Materialien vorzeitig altern. Aspekte, die im Bezug auf die Schadensanalyse von Bedeutung sind, werden hier kurz dargestellt.

Wasseraufnahme und UV-Strahlung

Guoqiang Li et al. [LPH02] untersuchen in ihrer Arbeit den Steifigkeitsabfall von GFK und CFK verstärkten Trägern unter hygrothermalen und Alterungseinflüssen. An Probekörpern, die kochendem Wasser und UV-Bestrahlung ausgesetzt waren, konnten sie eine Abnahme der Steifigkeit von bis zu 48 % und der Festigkeit von über 55 % feststellen. Einen Einfluss von feucht-warmen Umgebungsbedingungen auf die Materialeigenschaften finden auch J. S. Earl und R. A. Shenoi [ES04]. Die Alterung der Fasern spielt dabei eine untergeordnete Rolle, ausschlaggebend ist die degradierte Polymermatrix. Allerdings beeinflusst auch der Lagenaufbau die Diffusionsgeschwindigkeit.

Die Wasseraufnahme im Werkstoff erfolgt über die Absorption von Feuchtigkeit an der Oberfläche und wird in das Material weitergeleitet. Aufgrund von Diffusionsvorgängen werden die Wassermoleküle durch den Verbund transportiert. Dieser negative Effekt könnte sich durch einen Schutz der Werkstoffe vor Wasseraufnahme und UV-Strahlung, z. B. durch die Verwendung geeigneter Lacke, reduzieren lassen. Im automobilen Alltag ist eine derart hohe Wasseraufnahme aufgrund von Umwelteinflüssen (Luftfeuchtigkeit) nahezu undenkbar.

Einfluss auf das Impactverhalten

Aufgrund der steigenden thermischen Eigenspannungen und sinkenden Relaxationsgeschwindigkeiten in FKV verändert sich das Schadenstoleranzverhalten bei niedrigen Temperaturen. Das Impactverhalten verschlechtert sich, kann bei höheren Temperaturen aber ebenso verbessert werden [ICKY01].

Den direkten Einfluss klimatischer Bedingungen auf das Impactverhalten (bei niedrigen Geschwindigkeiten) an CFK-Laminaten haben Mahesh Hosur et al. [HJC⁺07] unter trocken-kalten und feucht-kalten Bedingungen untersucht. Die Effekte von Schädigungen durch Impacts auf gealtertes Material werden stärker, bei Schlagbeanspruchung ist die Energieaufnahme des Materials nach feuchter Lagerung träger. Kälte alleine spielt keine so große Rolle wie der (teils zusätzliche) Einfluss von Feuchtigkeit.

Risswachstum bei Frost

Risswachstum könnte durch Frostsprengung und durch Einfluss von Süß- und Salzwassereinlagerungen im Zusammenhang mit Impactschädigungen auftreten. Erfahrungen an Einzelbeispielen aus der Luftfahrt zeigen jedoch, dass sich das beim Gefrieren ausdehnende Wasser meist den Weg des geringsten Widerstands entlang des Risses nach außen sucht. Wasser, das durch das Harz ins Material eindringt, ist nicht kristallin und gefriert nicht aus [Cun09]. Die praktische Übertragbarkeit wurde an einigen Proben im Rahmen dieser Arbeit untersucht [Kle10].

1.4 Zielsetzung und Vorgehen

Es gibt derzeit im Automobilbau keine allgemeine Bewertungsgrundlage, um die zulässige Schadensgröße für Bauteile im praktischen Einsatz zu ermitteln. Die vorliegende Arbeit liefert einen methodischen Ansatz zur Entscheidungsfindung. Die methodischen Schritte der Schadensanalyse, die bis zur Schadensbeurteilung durchlaufen werden, sind in Tab. 1.3 auf der nächsten Seite in einem 7-Punkte-Plan zusammengefasst.

Ausgehend von einem an einem Fahrzeug erkannten Schaden ist die kritische Schadensgröße für dieses Bauteil entscheidend. Die Größe der Schadensfläche muss bestimmt werden, eventuell als Anteil von Umfang oder Fläche. Mit größer werdender Schadensfläche sinkt die ertragene Restfestigkeit des Bauteils. Der Bezug zwischen Schadensgröße und Restfestigkeit für konkrete Bauteile kann in Versuchen ermittelt. Exemplarisch wird dieses Vorgehen für die Restdruckfestigkeit von rohrförmigen Probekörpern in dieser Arbeit gezeigt. So umfasst die Arbeit im Kern die beiden Bereiche der Entwicklung eines methodischen Vorgehens zur Schadensbewertung und die Durchführung der entscheidenden Schritte für die praktische Anwendung anhand des Versuchsprogramms.

Aus Berechnungen und Simulationen am Gesamtfahrzeug wurde die kritische Belastungsgrenze für den geschädigten Bereich ermittelt. Wird diese kritische Grenze durch die bestehende Schädigung unterschritten, müssen Reparaturmaßnahmen, je nach finanzieller Betrachtung auch der Austausch, zur Wiederherstellung der Fahrzeugsicherheit vorgenommen werden. Eine kosmetische Reparatur ist in diesen Fällen nicht ausreichend.

Methodisches Vorgehen zur Schadensanalyse

1. Schädigung am Fahrzeug
2. Schaden wird erkannt (mittels ZfP, z. B. optisch, akustisch o. ä.)
3. Bestimmung der Schadensgröße, evtl. anteilig von Umfang / Fläche
4. Restfestigkeit (auf Zug, Torsion oder Druck, wie hier exemplarisch durchgeführt)
 - (a) bekannt aus Vorversuchen (Katalog)
 - (b) muss ermittelt werden → exemplarisches Vorgehen zur Ermittlung von Schadensgröße und daraus resultierender Restfestigkeit wie folgt:
 - Schädigung an vereinfachter Geometrie (hier: Rohr, ähnlich Säule A)
 - variiertes Lagenaufbau bei den grundlegenden Versuchen
 - akademischer Schaden (Bohrung)
 - Vergleich mit reellem Schaden (Impact)
 - Ermittlung des anteiligen Einflusses von Schadensbreite und -höhe auf Auswirkung
 - Darstellung Schadensgröße zu Restfestigkeit graphisch / mathematisch
 - Simulation der Restfestigkeit von Probekörpern, Modell kann für unbekannte Schäden übernommen werden→ zukünftig keine Versuche in umfassendem Rahmen nötig
5. aus Berechnung am Gesamtfahrzeug ergibt sich Belastung für betroffenen Bereich
6. zulässiger Minimalwert wird unterschritten → Austausch, bzw. Reparatur
7. Übernahme in Schadenskatalog zur einfachen Handhabung im Kundenservice

Tab. 1.3: 7-Punkte-Plan - Logische Schritte von der Schadenserkenkung bis zur Reparaturrentscheidung, auf die sich das exemplarische Vorgehen in dieser Arbeit stützt.

Das Vorgehen zur Bestimmung der Korrelation zwischen Schadensgröße und Restdruckfestigkeit wird in den folgenden Kapiteln anhand von Druckversuchen an rohrförmigen Probekörpern vorgestellt. Hierzu werden die Schritte 2, 3 und 4b aus Tab. 1.3 bearbeitet, wobei das Versuchsprogramm sich konkret aus den Unterpunkten von 4b zusammensetzt. Verschiedene Lagenaufbauten und Schädigungen werden systematisch variiert und an einer statistisch aussagekräftigen Anzahl Versuche durchgeführt. Durch die graphische und mathematische Darstellung lassen sich auch Zwischenwerte interpolieren.

Berücksichtigt werden neben akademischen und realen Schädigungen an teilweise variiertem Lagenaufbau auch die Umwelteinflüsse auf die Probekörper [Kle10] und die Simulation der Restfestigkeit von Probekörpern [Sur10] entsprechend dem Versuchsprogramm. Ableitungen für andere Schadensfälle, Bauteilgeometrien und kombinierte Belastungen lassen sich anhand des vorgestellten methodischen Ansatzes durchführen. Diese Möglichkeit der Extrapolation wird in einer computergestützten Simulation verifiziert.

Kapitel 2

Experimenteller Ansatz

2.1 Voraussetzungen des Automobilbaus

Für die Auswahl von Versuchskörpern ist die Vergleichbarkeit mit Strukturen aus dem praktischen Einsatz notwendig. Da es zu Beginn der Untersuchung noch keine Serienbauteile mit tragender Struktur aus CFK für relevante Fahrzeuge bei der Audi AG gab, wurde eine umfassende Versuchsserie mit Probekörpern durchgeführt. Zudem erlaubt die Struktur dieser Probekörper sowohl eine Übertragbarkeit auf verschiedene Geometrien im Fahrzeug als auch Rückschlüsse auf ebene Platten aus früheren Forschungsvorhaben. Das hat den großen Vorteil, dass die Untersuchungen nicht auf einen Anwendungsfall reduziert sind, sondern problemlos für weitere Anwendungen genutzt werden können.

2.1.1 Struktur und Belastung

Eine Karosserie setzt sich aus unterschiedlichen tragenden Strukturen zusammen. Dabei übernehmen die verschiedenen Elemente - Flächen, Knoten und Profile - unterschiedliche Aufgaben bei der Aufnahme der wirkenden Gesamtfahrzeugbelastungen. Teilweise werden die Belastungen Zug, Druck, Schub und Torsion zu gekoppelten Lastfällen kombiniert.

Eine Darstellung der unterschiedlichen Elemente einer Fahrzeugstruktur ist in Abb. 2.1 zu sehen. Die Flächen (grün) tragen die Schubbelastungen, die Knotenelemente (rot)

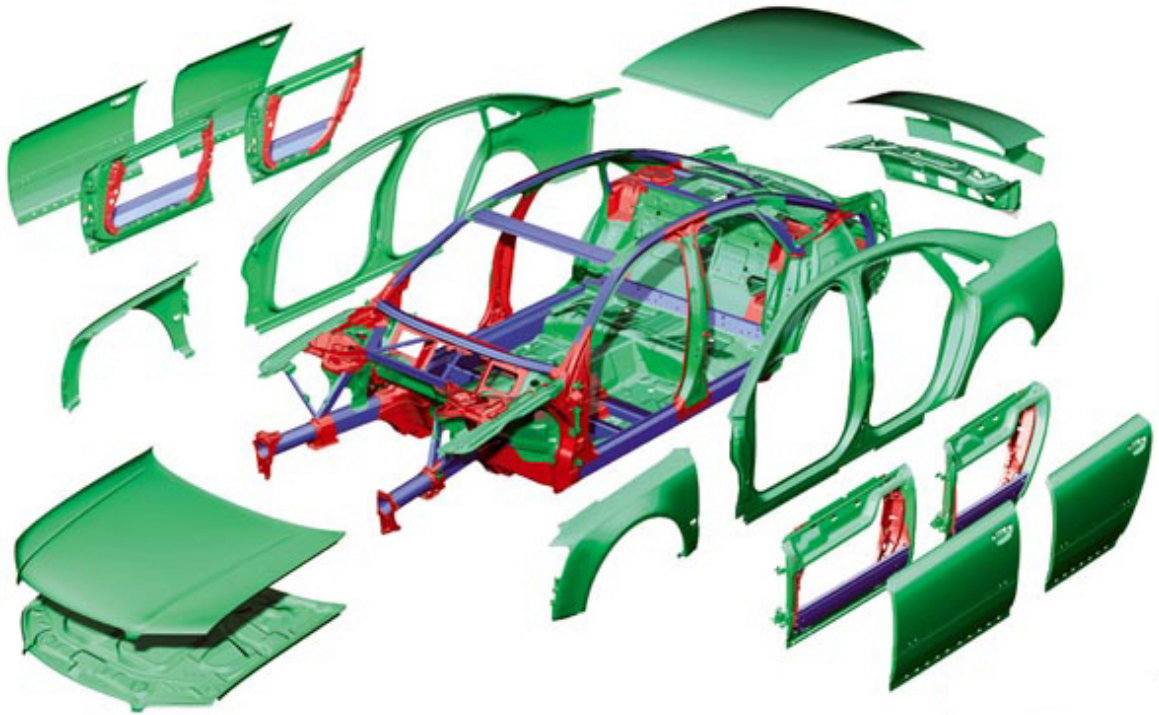


Abb. 2.1: Explosionszeichnung einer Fahrzeugkarosserie [Quelle: Audi AG]. Mit flächigen Strukturen für Schub, Knoten für Zug und Profile für Druckbelastung. Torsion wird ebenfalls von den Profilen sowie der Gesamtfahrzeugstruktur aufgenommen.

hauptsächlich Zug und teilweise Druck. Torsion wird ebenfalls von den Profilen, sowie dem Gesamtfahrzeug aufgenommen. Da die blau gekennzeichneten Profile auf Druck belastet werden, ist an diesen Stellen die Verwendung von Faserverbundmaterialien besonders kritisch. Der Fokus wird daher auf diese Bauteile gerichtet.

Die Vielzahl von Lastfällen und Bauteilen zwingt zu einer Reduktion für die detaillierte Untersuchung, um ein Verständnis des teils komplexen Zusammenspiels zu gewährleisten. Sowohl die A-Säule als auch der Schweller stellen typische druckbelastete Bauteile dar. Die experimentelle Untersuchung wird daher exemplarisch an vergleichbaren, vereinfachten Geometrien durchgeführt.

Um eine fundierte Datenbasis zu schaffen, ist ein umfangreiches Versuchsprogramm notwendig. Rohrproben mit einer Wandstärke von etwa 3 mm und einem Durchmesser von 50 mm bieten sich als vergleichbare Struktur an. Der kreisrunde Querschnitt

repräsentiert gut die variable Geometrie verschiedener Profile und ist vergleichsweise preisgünstig herzustellen.

2.1.2 Materialauswahl

Aus den in Kapitel 1 erläuterten Gründen hat CFK neben seinen hervorragenden Eigenschaften und dem dadurch entstehenden Gewichtspotenzial auch einen guten Einfluss auf das sportliche Image von Fahrzeugen. Um dem Trend dieses verstärkt eingesetzten Materials zu folgen, wird die hier vorgestellte Versuchsreihe an kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen durchgeführt.

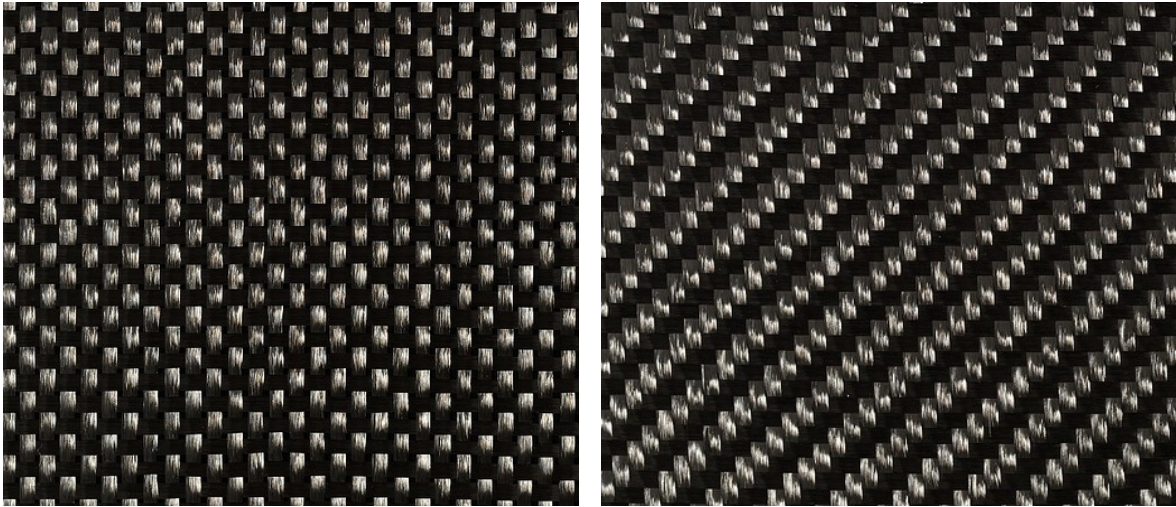
Die Auswahl von Matrix und Faser für die Probekörper orientiert sich ebenso wie die Bauteil- und Geometrieauswahl an den Anforderungen der Automobilindustrie. Diese decken sich typischerweise nur zum Teil mit denen der Flugzeugindustrie. So ist oftmals ein günstiger Preis zu Lasten einer hohen Qualität ausschlaggebend. Die verwendete Faser einer durchschnittlichen Qualität (siehe Abschnitt 2.2.1) erfüllt daher die Anforderungen im Automobilbau.

Es ist für automobiler Anwendungen ebenfalls denkbar, Fasern mit höherem E-Modul einzusetzen. Es wäre daher vorstellbar, eine IM-Faser für die Untersuchungen auszuwählen. Die Ergebnisse vorangegangener Arbeiten [WDB08] zeigen jedoch, dass bei diesem Material eine Tendenz zu größeren Delaminationsflächen nach Impact besteht. Zudem ist dieser Fasertyp teurer. Es wird daher auf den Standardfasertyp HT¹ zurückgegriffen.

Bei dem verwendeten Harz handelt es sich um das Epoxidharz *E201*. Dieses Standardharzsystem wird häufig in der Automobil- und Sportindustrie eingesetzt. Allerdings sind Prepregs mit diesem Harz bei Raumtemperatur nur bis zu 90 Tage haltbar sind. Zur dauerhaften Lagerung muss es bei -18 °C tiefgekühlt werden. Die Temperaturbeständigkeit liegt bei etwa 120 °C. Obwohl thermoplastische Harze im Hinblick auf die Umwelt- und Recyclingeigenschaften zukünftig eine wachsende Rolle in der Automobilindustrie einnehmen werden, finden sie derzeit noch wenig Verwendung.

In der Serienfertigung werden aufgrund der einfachen Handhabung im Flugzeugbau hauptsächlich Prepregs eingesetzt. Auch in der Automobilindustrie amortisieren sich

¹Im Datenblatt als HS - High Strain bezeichnet; entspricht der Bezeichnung HT - High Tenacity



(a) Leinwandbindung

(b) Köperbindung

Abb. 2.2: Gewebhalbzeuge aus Kohlenstofffasern [Quelle: Lange+Ritter]. Die Rovings bei der Leinwandbindung sind abwechselnd gekreuzt, bei der Köperbindung dagegen nur jedes zweite Mal. Das Köpergewebe ist besser drapierbar.

die Investitionen für einen RTM-Prozess aufgrund der erhöhten Werkzeugkosten erst ab einer hohen Stückzahl. Bei Kleinstserien und Prototypen wird daher auch hier oftmals auf Prepreg zurückgegriffen. Das verwendete Halbzeug ist in diesem Fall ein vorimprägniertes Leinwandgewebe. Es hat aufgrund der dichten Webstruktur eine gute Verarbeitungsstabilität. Abb. 2.2 zeigt CFK-Gewebe mit einer Leinwandbindung im Vergleich zu einer Köperbindung, bei der Schuss- und Kettfäden sich nur jedes zweite Mal kreuzen. Die vielversprechenden Herstellungsverfahren für Halbzeuge wie Wickeln oder Flechten können zum jetzigen Zeitpunkt nur in der Prototypenfertigung und Forschung eingesetzt werden. Auch die im Flugzeug üblichen Multiaxialgelege finden im Automobilbau bisher wenig Verwendung.

Die schlussendliche Entscheidung für das verwendete Material fußt auf der Verwendung von faserverstärkten Kunststoffen in konkreten Anwendungsfällen der konzerninternen durchgeführten Forschung und Überlegungen der Audi AG. Um den Wissenstransfer und die Übertragbarkeit der Erkenntnisse zu gewährleisten, bietet es sich an, dasselbe Material zu verwenden.

2.1.3 Vorschädigung

Schädigungen im Einsatz von Fahrzeugen werden hauptsächlich in Form von Delaminationen auftreten. Diese Schädigungen werden in der Luftfahrtforschung über die Impactenergie dimensioniert, weshalb die resultierende Schadensgröße nicht eindeutig reproduzierbar ist. Dies zeigen auch die Ergebnisse in Kapitel 3 sowie die Literatur [RKA⁺05]. Da die Abschätzung von im Fahrbetrieb eingebrachten Karoserieschäden nachträglich nur zum Teil über die Impactenergie erfolgen kann, etwa bei Hagel oder herabfallenden Werkzeugen (genannt „tool drop“), muss die Schadensgröße als Ausgangsbasis herangezogen werden.

Um eine definierte Schadensfläche zu erhalten, werden die Delaminationen in der Arbeit durch Bohrungslöcher in vergleichbarer Breite ersetzt. Dies stellt darüber hinaus den kritischsten Fall dar, da auf der gesamt geschädigten Fläche das Material vollständig entfernt wird und keine Fasern übrig bleiben, die noch einen Anteil zur Festigkeit beitragen könnten. Ebenso bietet sich dadurch eine bessere Vergleichbarkeit mit der durchgeführten Simulation (siehe Kapitel 4).

2.2 Konfiguration der Versuchskörper

Geometrie und Konfiguration haben großen Einfluss auf die Resttragfähigkeit von CFK-Bauteilen. Die konkreten Auswirkungen verschiedener Lagenaufbauten und Schädigungen und deren Einfluss auf die Restdruckfestigkeit rohrförmiger Probekörper wurde systematisch in einem umfassenden Versuchsprogramm untersucht. Dieses Vorgehen und die dadurch erhaltene Datenbasis liefern die entscheidende Grundlage für eine Methodik zur Schadensanalyse.

Um eine gute Vergleichbarkeit zu gewährleisten, wird nur mit einem Typ Fasern, einer Sorte Harz und einer unveränderten Geometrie gearbeitet. Einzig die Faserorientierung wird verändert. Weitere Variationen würden entsprechende Rückschlüsse auf das Schädigungsverhalten erschweren. Die Erkenntnisse können somit aber auf beliebige andere Grundvoraussetzungen übertragen, bzw. mit wenigen Schritten eine vergleichbare Datenbasis geschaffen werden. Die Wahl der entsprechenden Konfigurationen wird im Folgenden erläutert.

2.2.1 Geometrie der Rohrproben

Wie eingangs erwähnt, wurden für die Druckversuche rohrförmige Probekörper gewählt. Die geschlossenen Querschnitte minimieren zudem mögliche Randeinflüsse. Bauteile mit vergleichbaren Geometrien und Faserorientierungen in einem Automobil wären Schweller, Dachrahmen und A-Säule.

Die Wandstärken der gewählten Konfigurationen orientieren sich ebenfalls an diesen potenziellen Verwendungszwecken. Für das Versuchsprogramm wurden die Rohre mit verschiedenen Schadensarten vorgeschädigt. Anschließend wurde die Restdruckfestigkeit in Längsrichtung bestimmt. Die maximale Bruchlast der ungeschädigten Prüfkörper dient als Referenz.

Herstellungsverfahren der Prüfkörper

Die Rohre für die Versuchsproben wurden bei der Firma CG Tec gefertigt. Für die Herstellung der Rohre wurden das „Sigratex Prepreg CE 8208-165-45S“ Leinwandgewebe der Firma SGL Carbon und das unidirektionale Prepreg „HS150 EE24 REM Carbon UD Prepreg“ der Firma SEAL S.p.A. verwendet (Technische Datenblätter siehe Anhang A). Die Prepreglagen wurden schichtweise auf Metallkerne gerollt und im Ofen ausgehärtet. Zur Komprimierung der Faserlagen wird ein Schrumpfband spiralförmig um das Rohr gewickelt, so dass beim Zusammenschrumpfen des Bandes bei Wärme überschüssiges Harz durch die Wicklungen herausgedrückt wird.

Da der Vakuumdruck sich hierbei nicht variieren lässt, ist ein gezieltes Einstellen des Faservolumengehaltes anders als beispielsweise beim VARI-Verfahren (Abschnitt 1.1.1 „Herstellungsverfahren“) nicht möglich.

Aus dem jeweiligen Flächengewicht der verwendeten Halbzeuge ergeben sich die Gewichtsanteile in den Probekörpern wie in Tab. 2.2 dargestellt.

Abmaße und Gewicht

Der Innendurchmesser beträgt bei allen Rohren $d = 46$ mm, die Wandstärken ergeben sich, entsprechend des jeweiligen Lagenaufbaus, zu $t = 3,2$ mm bis $t = 3,4$ mm. Wie in Abschnitt 2.4 beschrieben werden die Rohre zur Krafterleitung in einer Führung fixiert. Um bei der Versuchsdurchführung eine freie Prüflänge von $l = 180$ mm zu

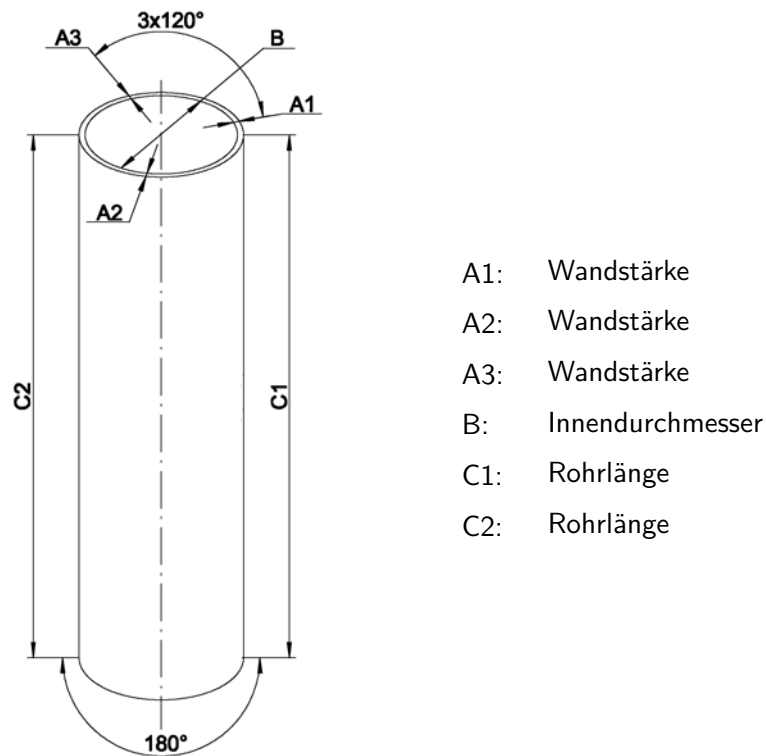


Abb. 2.3: Skizze der Versuchsrohre mit eingezeichneten Vermessungspunkten

erhalten, sind die Rohre im Ausgangszustand $L = 200$ mm lang. Eine entsprechende Skizze ist in Abb. 2.3 zu sehen. Es ergibt sich ein Gewicht von ca. 0,13 - 0,14 kg pro Rohrprobe.

2.2.2 Variation des Lagenaufbaus

Für den Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen spielt nicht nur die Faserorientierung eine Rolle, auch die Abfolge der einzelnen Lagen beeinflusst z. B. die Biegesteifigkeit und das Impactverhalten.

Die für dieses Versuchsprogramm gewählten Konfigurationen orientieren sich an möglichen Lagenaufbauten für Bauteile der Automobilindustrie. Ein hoher Anteil von 0° -Lagen wirkt sich dabei vorteilhaft auf eine hohe Druckfestigkeit aus, Gewebe in den äußeren Lagen ist toleranter gegen Impact als gewickelte oder unidirektionale Fasern.

Es wurden drei verschiedene Konfigurationen gefertigt. Alle haben einen 16-lagigen Aufbau.² Die acht Randlagen, jeweils vier äußere und innere, sind bei allen Varianten Gewebelagen in $\pm 45^\circ$ Ausrichtung. Die jeweils acht Kernlagen wurden variiert. Tab. 2.1 zeigt einen Überblick über die Lagenaufbauten der drei daraus resultierenden Konfigurationen.

Konfiguration	4 Lagen	8 Lagen	4 Lagen	Kodierung
A	$\pm 45^\circ$	0°	$\pm 45^\circ$	$(\pm 45_{4f}/0_4)_s$
B	$\pm 45^\circ$	$\pm 45^\circ$	$\pm 45^\circ$	$(\pm 45)_{16f}$
C	$\pm 45^\circ$	$0^\circ/90^\circ$	$\pm 45^\circ$	$(\pm 45_{4f}/(0/90)_{4f})_s$

Tab. 2.1: Lagenaufbau der Probekörper von innen nach außen; Kodierung nach [Sch07] - **A** Kernlagen unidirektional - **B** Gewebe $\pm 45^\circ$ - **C** Gewebe quasiisotrop

Die Lagenaufbauten sind auf den Schliffbildern in Abb. 2.4 zu sehen. Deutlich zu erkennen sind die 0° -Anteile der mittleren acht Lagen der Konfigurationen A und C.

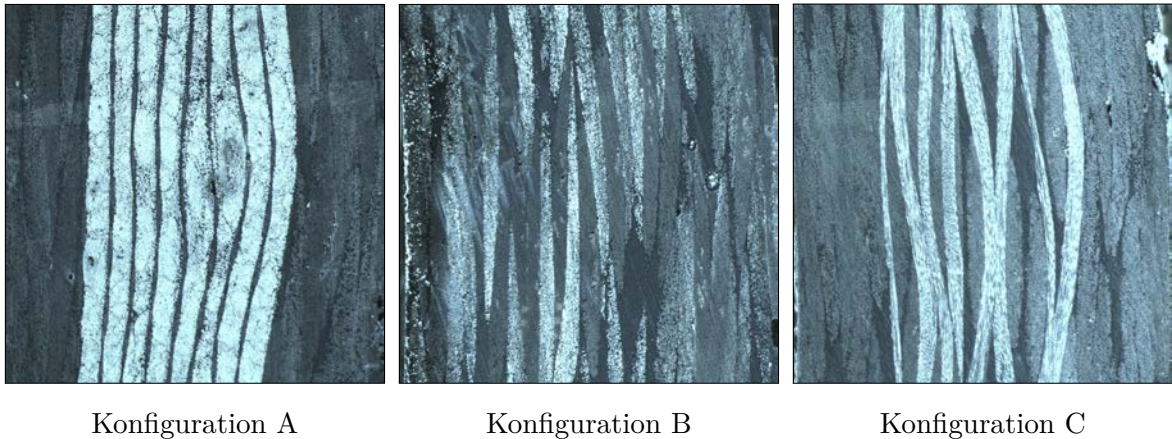


Abb. 2.4: Schliffbilder der verschiedenen Lagenaufbauten, Blick auf die Querschnittsfläche - **A** mittlere Lagen unidirektional - **B** Gewebe $\pm 45^\circ$ - **C** Gewebe quasiisotrop

²Die Probekörper der Konfiguration B enthielten aufgrund eines Fertigungsfehlers nur 15 Lagen Gewebe. Zur Vergleichbarkeit sind alle Ergebnisse auf 16 Lagen skaliert. Kontrollversuche mit 16-lagigen Rohren rechtfertigen dieses Vorgehen.

Konfigurationsspezifische Eigenschaften

Durch die verschiedenen Lagenaufbauten wird ein breites Spektrum von unterschiedlichen Verhaltensweisen gängiger Konfigurationen abgedeckt: die Variation des 0°-Lagenanteils für den Einfluss auf die Druckfestigkeit, ein quasiisotroper Aufbau für wechselnde Belastungsrichtungen und ein Aufbau mit nur einer Gewebeausrichtung. Trotz gleicher Lagenanzahl unterschieden sich die einzelnen Gewichtsanteile der verschiedenen Faserorientierungen voneinander, da die Gewebelagen dicker sind als die unidirektionalen Lagen. In den Rohren der Konfiguration A verteilt sich der Gewichtsanteil daher nicht gleichmäßig auf die jeweiligen Faserorientierungen. Für die Berechnung der Materialeigenschaften ist dieses Verhältnis von Bedeutung.

Konfig.	FVG	Deck-/Innenlagen		Kernlagen	
		Gewichtsanteil	Ausrichtung	Gewichtsanteil	Ausrichtung
A	46,6 %	55,4 %	±45°	44,6 %	0°
B	43,0 %	100 %	±45°		
C	40,7 %	50 %	±45°	50 %	0°/90°

Tab. 2.2: Faservolumengehalten und Gewichtsanteile der Lagen / Faserorientierungen bei den verschiedenen Konfigurationen der Probekörper

Zur Bestimmung des Faservolumengehalts wurden die Fasern chemisch aus dem Verbund extrahiert. Aus dem Gewicht der Fasern, dem ursprünglichem Gesamtgewicht und der jeweiligen Dichte von Faser und Matrix berechnet sich der FVG φ nach folgender Formel:

$$\varphi = \frac{m_{Faser}}{m_{gesamt}} \cdot \frac{\rho_{Harz}}{\rho_{Faser} - \frac{m_{Faser}}{m_{gesamt}} \cdot (\rho_{Faser} - \rho_{Harz})} \quad (2.1)$$

Bei den aufgeführten Faservolumengehalten in Tab. 2.2 handelt es sich um das arithmetische Mittel aus Stichprobenuntersuchungen. Die Ergebnisse der Rohre mit Lagenkonfiguration A sind durch Binderfäden aus Glasfaser (aufgrund des unterschiedlichen spezifischen Gewichts von Glas und Kohlenstoff) leicht nach oben verfälscht. Im Vergleich zu Anforderungen aus der Luftfahrt liegt der Faservolumengehalt insgesamt für alle Rohre in einem niedrigen Bereich. Typischerweise liegt der Faservolumenanteil, je nach Art des Halbzeugs (Prepreg, Gelege, Gewebe, Geflecht o. ä.), das zur Herstellung

verwendet wird, zwischen 50 % und 60 %. Die Platten, die wie in Kapitel 4 beschrieben für die Kalibrierungsversuche verwendet wurden, hatten einen Faservolumengehalt von 52,17 %.

2.3 Variation von Art und Größe der Schädigungen

2.3.1 Bohrungen und Impacts

Um vergleichbare Ergebnisse für die Datenbasis zu schaffen, wurden in die drei Rohrkonfiguration A, B und C jeweils dieselben Schädigungen in Form von Bohrungslochern eingebracht und die Rohre in Längsrichtung bis zum Versagen auf Druck belastet. Die Bohrungsdurchmesser für diese Vorschädigung betragen 3 mm, 6 mm, 15 mm und 25 mm. Um eine statistische Absicherung zu gewährleisten, besteht jede Versuchsserie aus mindestens fünf gültigen Prüfungen. Die Entscheidung für die Bohrungsgrößen beruht zum einen auf einer aussagekräftigen Staffelung gerade im Bereich kleiner Schädigungen, zum anderen auf der Verfügbarkeit handelsüblicher Bohrwerkzeuge. Es wurden Holzbohrer und für die größeren Durchmesser Forstnerbohrer verwendet. Aufgrund der speziellen Geometrie minimieren diese Werkzeuge Delaminationen und das Ausfransen der Ränder.

Neben den Prüflingen mit Bohrungsschäden werden Prüfkörper aller drei Rohrkonfigurationen mit unterschiedlich starken Impacts vorgeschädigt. So können akademische und realitätsnahe Schädigungen miteinander verglichen werden. Ebenso wird der Einfluss der unterschiedlichen Lagenkonfigurationen auf die Auswirkung für die delaminierte Fläche deutlich. Je nach Art des Materials und dem Energieniveau des Impacts können unterschiedliche Schadensarten auftreten. Biegung, Schub, elastische Wellen, Eindrücke sowie Durchbruch und Scherung treten auch bei metallischen Werkstoffen auf. Abspaltungen und Delaminationen dagegen findet man nur bei Verbundwerkstoffen.

Je nach Energieniveau unterscheidet man zwischen High-Velocity- und Low-Velocity-Impacts. Letztere entstehen in der Regel durch Aufschläge von Werkzeug, Hagel oder Steinen. Ein Beispiel für einen High-Velocity-Impact ist ein Beschuss. Nach [MP88]

handelt es sich um einen Low-Velocity-Impact, wenn die Größe der Impactenergie kleiner als die zum Durchschlag der Probe benötigte Energie ist.

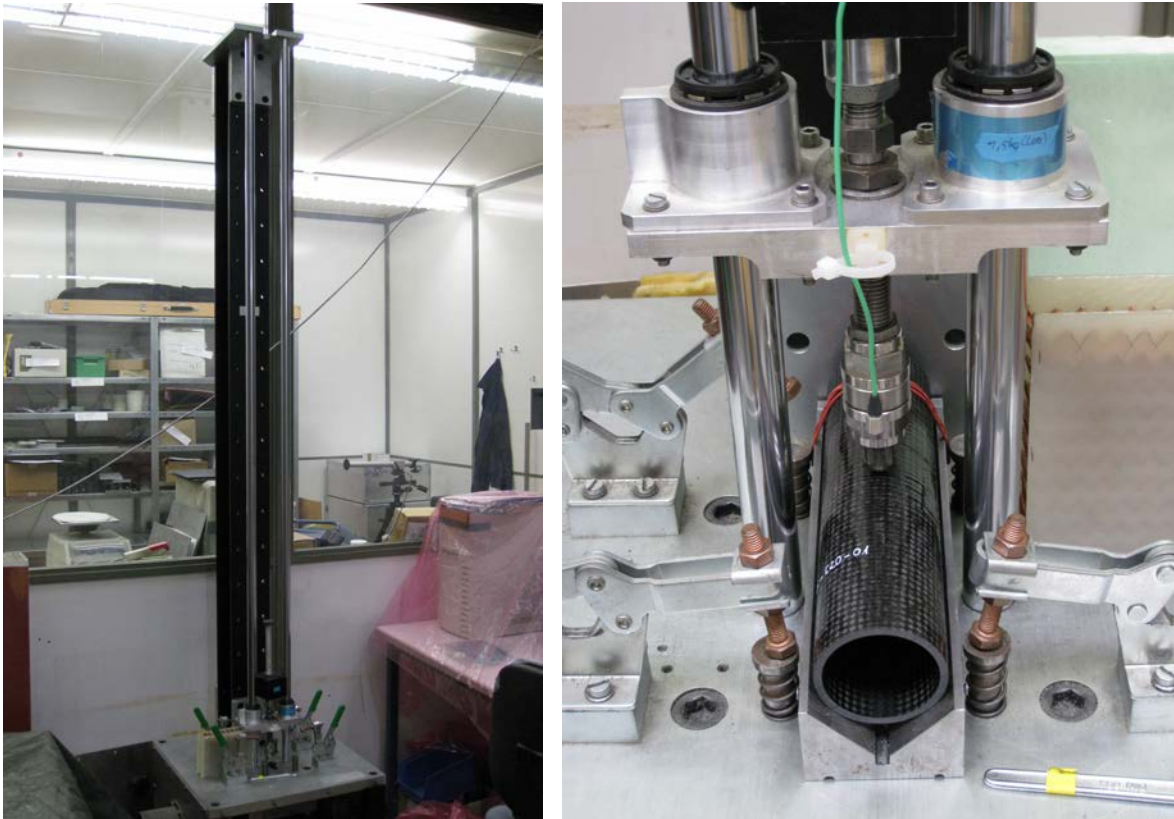
Der Impact erzeugt eine Druckwelle, die durch den Querschnitt des Prüfkörpers verläuft. Sie wird an einer freien Oberfläche, der Rückwand des Materials, reflektiert. Ist die Druckwelle stark genug, kann dies zum Abplatzen einzelner Lagen an der Rückseite führen. Zusätzlich wird der Prüfkörper für eine kurze Zeit verformt. Diese Biegeverformung (auch „Out-of-Plane Deformation“) setzt sich aus einem plastischen und einem elastischen Teil zusammen, die durch Überlagerung eine große Anfangsdurchbiegung erzeugen. An der Rückwand kann dies je nach Energie zu starken Spannungen führen, was zu einem Matrixversagen zwischen den stark verformten Lagen der Rückseite führt. Die interlaminaren Delaminationen werden demnach durch die Kombination von Zug-, Schub-, Biege- und Membranspannungen hervorgerufen.

In Vorversuchen wurden für jeden Lagenaufbau drei geeignete Impactenergien bestimmt. Durch die verschiedenen Faserorientierungen erzeugt eine bestimmte Impactenergie nicht bei allen Konfigurationen die gleiche Schadensfläche, daher staffeln sich die gewählten Energien zu 5 J, 10 J und 20 J und zu 5 J, 20 J und 40 J.

Benennung		Vorschädigung							
Konfiguration	Kodierung	Bohrung [mm]					Impact [J]		
A	$(\pm 45_{4f}/0_4)_s$	0	3	6	15	25	5	20	40
B	$(\pm 45)_{16f}$	0	3	6	15	25	5	10	20
C	$(\pm 45_{4f}/(0/90)_{4f})_s$	0	3	6	15	25	5	10	20

Tab. 2.3: Versuchsprogramm: eingebrachte Schädigungen in Form von Bohrungen und Impacts, Anzahl der Versuche je Prüfsérie $n \geq 5$.

Die Impacts wurden mithilfe eines Fallschlittens (Abb. 2.5a) in die Probekörper eingebracht. Dabei wurde die Probe in einer dafür konstruierten Einspannvorrichtung (Abb. 2.5b) mittig unter dem Impactor fixiert, um eine reproduzierbare Schädigung zu erhalten. Der Impactkopf ist halbkugelförmig mit einem Durchmesser von 15 mm. Da der Impactor im Fallschlitten frei fällt, greift die Gewichtskraft $G = m \cdot g \cdot h$ ohne Reibungsverluste an.



(a) Impactfallprüfstand

(b) Einspannung der Rohrproben

Abb. 2.5: Impactfallprüfstand und Einspannvorrichtung für Prüfkörper mit Impactor. Der Durchmesser des Schlagbolzens beträgt 15 mm. Fotos: [Kle10].

Große Massen aus niedrigen Fallhöhen erzeugen die gleiche Impactenergie wie kleinere Massen aus entsprechend größerer Fallhöhe. Je nach Fallhöhe unterscheidet sich jedoch die Aufprallgeschwindigkeit. Aus kinetischer und potenzieller Energie kann bei einer Masse des Impactors von 3,5 kg und je nach gewünschter Impactenergie einer Höhe von 0,146 bis 1,165 m (5 bis 40 J) die Aufprallgeschwindigkeit berechnet werden.

$$v = \sqrt{2 \cdot g \cdot h} \quad (2.2)$$

$$E = \frac{1}{2} \cdot m \cdot v^2 \quad (2.3)$$

Bei den durchgeführten Versuchen liegt sie zwischen 1,7 und 4,8 m/s. Es ist ersichtlich, dass sich über eine Variation von Aufprallhöhe und -masse sowohl die Impactenergie als auch die Aufprallgeschwindigkeit variieren lässt. Alle diese Faktoren beeinflussen den

im Laminat entstehenden Schaden. Ein exakter Vergleich jeglicher Versuchsergebnisse - sowohl Literaturwerte als auch eigenhändig durchgeführte Versuche - darf theoretisch nur durchgeführt werden, wenn alle diese einzelnen Punkte übereinstimmen.

Ebenso hat die Geometrie und Konsistenz des Impactors Einfluss auf Schadensart und -größe nach dem Aufprall. Je spitzer und schlanker der Fallbolzen, um so kleinere Energien reichen aus, um sichtbare Schäden zu hinterlassen. Umgekehrt können große, stumpfe Bolzen großflächige, interlaminaire Delaminationen hinterlassen, die von außen visuell nur schwer bis gar nicht erkennbar sind. Abb. 2.6 zeigt schematisch die kegelförmige Ausbreitung eines Impactschadens im Material.

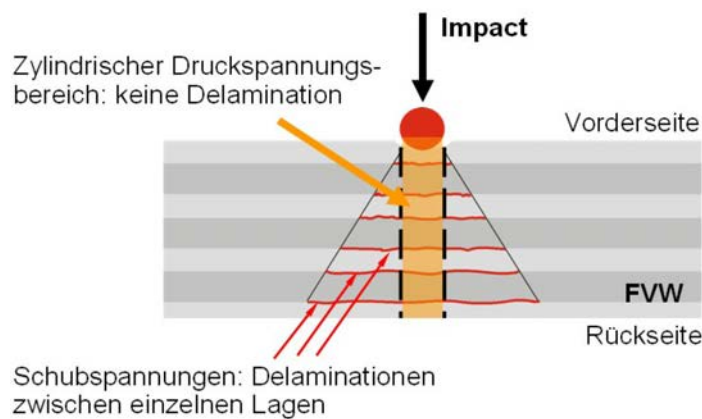


Abb. 2.6: Schematische Darstellung der Ausbreitung eines Impactschadens in Mehrschichtverbunden. Der kegelförmige Schaden hinterlässt auf der Rückseite eine größere geschädigte Fläche als auf der Vorderseite. [RKA⁺05]

Bestimmung der Schadensbreite nach Impact

Um die Einflüsse der jeweiligen Schädigung auf die Restdruckfestigkeit zu ermitteln, muss die Ausdehnung des Schadens bekannt sein.

Die Schadensgröße bei den akademischen Schädigungen ergibt sich durch den Bohrungsdurchmesser. Die Breite der Impactschäden wird mit der bereits erwähnten Optischen Lock-In Thermographie zerstörungsfrei ermittelt. Da die OLT im Gegensatz zu herkömmlichen Ultraschallverfahren auch an beliebig gekrümmten Oberflächen eingesetzt werden kann und im Gegensatz zur Computertomographie für den praktischen Einsatz beispielsweise im Kundenservice empfehlenswert ist, wird sie für diese Unter-

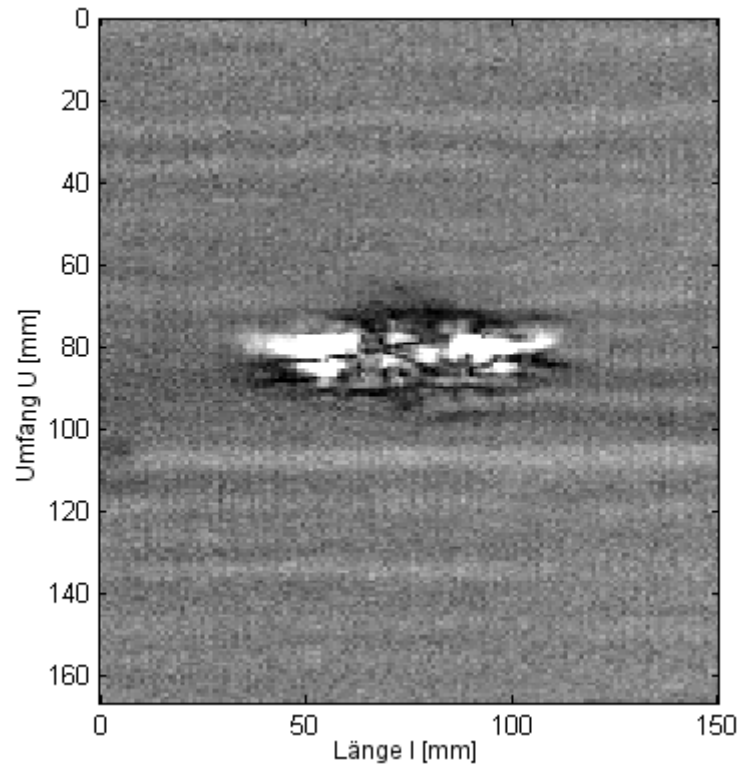


Abb. 2.7: Ultraschallbild eines delaminierten Rohres, Lagenaufbau A, Impactenergie 20 J [Rhe10]

suchung verwendet. Da sich thermische Wellen entlang der CFK-Fasern aufgrund der guten thermischen Leitfähigkeit schneller ausbreiten als über die Matrix, erscheint der detektierte Schaden in Faserrichtung zu groß [Ret09].

Zum Vergleich wurden einige Proben mit Computertomographie und einem neu entwickelten Ultraschallverfahren für rohrförmige Prüfkörper [RSD⁺10] untersucht. Dieses US-Verfahren arbeitet mit zwei Prüfköpfen. Aus der Überlappung der beiden Informationsquellen ergibt sich auch hier die Schadensfläche als etwas zu groß und wird anschließend auf der Grundlage von Referenzen manuell zurückgerechnet. Im praktischen Einsatz stellt diese vergrößerte Darstellung keine Gefahr für die Sicherheit dar, da ein Schaden allenfalls größer abgebildet wird, als er tatsächlich ist und nie unterschätzt wird.

Bei der Lock-In Thermographie ist das Bild der geschädigten Probe eine Projektion des gekrümmten Rohres, bei dem hier verwendeten Ultraschallverfahren ist die Rohrober-

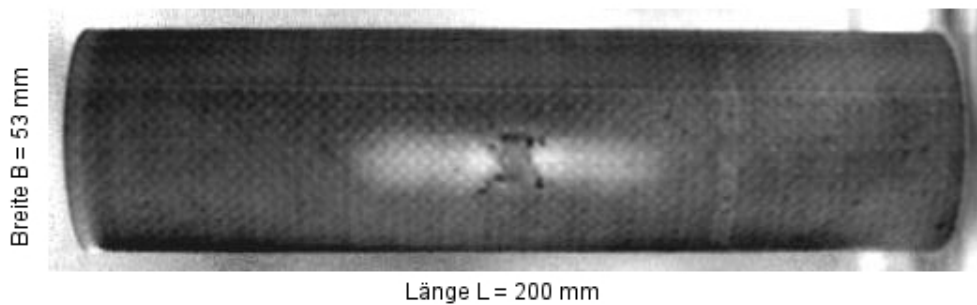


Abb. 2.8: Thermographiebild eines delaminierten Rohres, Lagenaufbau A, Impactenergie 20 J; es handelt sich um dasselbe geschädigte Rohr wie in Abb. 2.7 [Gle09]

fläche abgewickelt dargestellt. Die tatsächliche Schadensgröße ist daher im Ultraschallbild leichter zu ermitteln. Durch die Referenzaufnahmen können die Thermographiergebnisse abgeglichen und korrekt bewertet werden. Ein Vergleich der unterschiedlichen Darstellungen einer Schädigung ist in den Abbildungen 2.7 und 2.8 zu sehen.

Der Unterschied zwischen projizierter und tatsächlicher Schadensbreite wird in Abb. 2.9 deutlich.

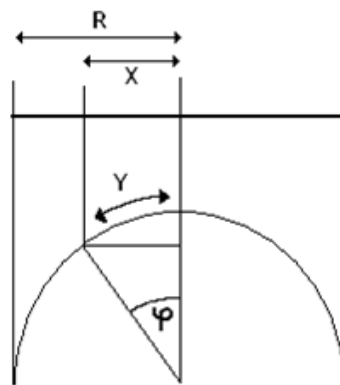


Abb. 2.9: Vermessung des Impactschadens an einer Rohrprobe: Umrechnung von projizierter (x) auf tatsächliche Schadensbreite (y).

x stellt die auf den Aufnahmen wiedergegebene Breite dar, die tatsächliche Breite ist y . Nach einem Abgleich mit den Messwerten der Ultraschallaufnahmen wird die Schadensbreite aus

$$\varphi = \arcsin\left(\frac{x}{R}\right) \quad (2.4)$$

$$y = \varphi \cdot R \quad (2.5)$$

berechnet. Die Schadenslänge, in Längsrichtung des Rohres, kann direkt abgelesen werden.

Die Schadensfläche jeder Rohrprobe wurde vor dem Druckversuch mit der OLT bestimmt. Je nach Lagenaufbau verursachen Impacts gleicher Energie unterschiedliche Schadensflächen. Bei Rohren der Konfiguration A, mit einem großen Anteil von Fasern in 0°-Richtung, ist die delaminierte Fläche länglich in Faserrichtung ausgebreitet (Abb. 2.8). Bei der Entstehung einer Delamination absorbiert das Material Energie. Die Rohrkonfiguration mit der größten Delamination erträgt daher die höchste Impactenergie, bevor das Material durchschlägt wird. Die Größen der Delaminationen aus den Versuchen ($n = 1$) sind in Tab. 2.4 zusammengestellt.

Konfiguration	Größe der geschädigten Fläche $h \times b$ [mm \times mm]				
	5 J	10 J	20 J	30 J	40 J
A	23 \times 13	41 \times 17	61 \times 21	99 \times 29	102 \times 28
B	19 \times 12	18 \times 20	26 \times 30	30 \times 34	(33 \times 35)
C	13 \times 14	25 \times 18	24 \times 21	(30 \times 26)	(30 \times 29)

Tab. 2.4: Durchschnittliche Delaminationsfläche nach einem Impact, Höhe \times Breite, (Durchschlag). Die Ausdehnung der Schadensfläche hängt von der Faserorientierung und Gewebeart ab.

Die Abb. 2.10 verdeutlicht für Lagenaufbau A die Größe der delaminierten Fläche aus Tab. 2.4 in Abhängigkeit der Impactenergie. Von links nach rechts sind die Rohre mit Impacts von 5, 10, 20, 30 und 40 J geschädigt.

Bei den Rohren der Konfigurationen B und C entstehen kreisförmige Delaminationen (siehe auch Abb. 2.13). Ein Impact mit 30 J durchschlägt den Lagenaufbau C bereits. Konfiguration A erträgt eine Impactenergie von 40 J, wobei die Eindringtiefe des Impactors in das Material durchschnittlich nur 0,48 mm beträgt (siehe unten).

Auch unabhängig von der Aufprallenergie kann die Schadensgröße nach einem Impact erheblich schwanken. Je nachdem, ob der Impactor beim Auftreffen auf die Probe eine Faser oder eventuell einen Zwischenraum trifft, fallen die resultierenden Schäden unterschiedlich groß aus. Umgekehrt können dabei Impactenergien mit Differenzen von 20 J Delaminationen derselben Breite hervorrufen. Das Diagramm in Abb. 2.11 aus

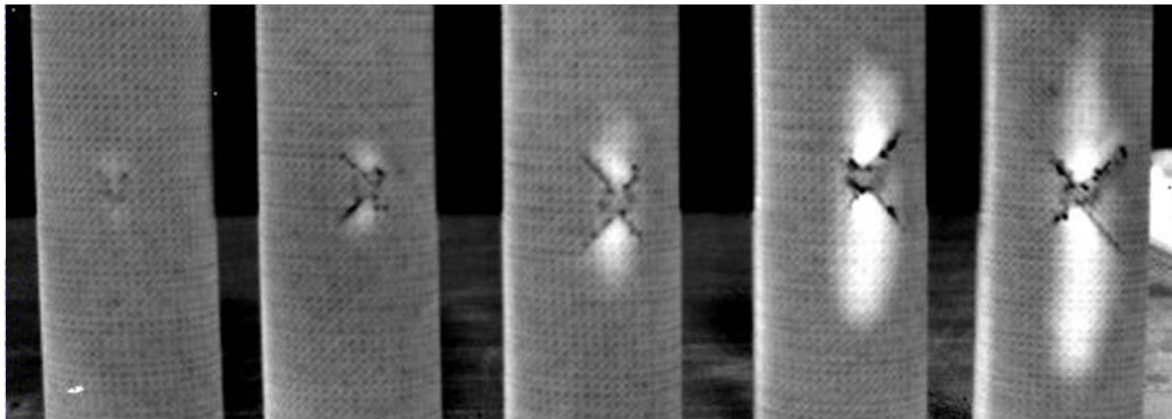


Abb. 2.10: Deutliche Vergrößerung der delaminierten Fläche mit steigender Impactenergie am Beispiel von Konfiguration A. Von links nach rechts: 5, 10, 20, 30 und 40 J.

früheren Untersuchungen am IFB [RKA⁺05] zeigt dieses Phänomen eindrucksvoll. Ein deutlicher Trend von zunehmenden Delaminationsflächen mit steigender Impactenergie ist trotzdem eindeutig erkennbar.

Eindrücktiefe und Barely Visible Impact Damage

Auch bei relativ hohen Impactenergien verbleibt auf der Probenoberseite oft nur eine leichte Vertiefung zurück. Von außen ist diese Delle die einzig sichtbare Schädigung. Die Eindrücktiefe liefert ein Maß für die potenzielle Erkennbarkeit des Schadens. Bei einer Eindrücktiefe von mehr als 0,3 mm spricht man demnach vom BVID nach [DIN96], da man davon ausgehen kann, dass ein Schaden mit diesem Ausmaß gerade eben von außen erkannt werden kann.

In Tab. 2.5 sind von sechs Proben je Serie die durchschnittlichen Eindrücktiefen aufgelistet. Nach Norm sind die meisten der Schädigungen kleiner als ein BVID.

Es scheint, dass die Eindrücktiefe mit steigender Impactenergie annähernd linear ansteigt. Die folgende Abb. 2.12 zeigt ein Diagramm aus der Literatur, bei dem die Eindrücktiefe (linke Skala, quadratische Symbole) über die Impactenergie aufgetragen ist. Ab einer bestimmten Impactenergie steigt auch die sichtbare Schadensfläche auf der Rückseite schlagartig an (rechte Skala, kreisförmige Symbole) [RKA⁺05]. Trotz der bereits deutlichen inneren und rückwärtig sichtbaren Schädigungen ist ein BVID auf

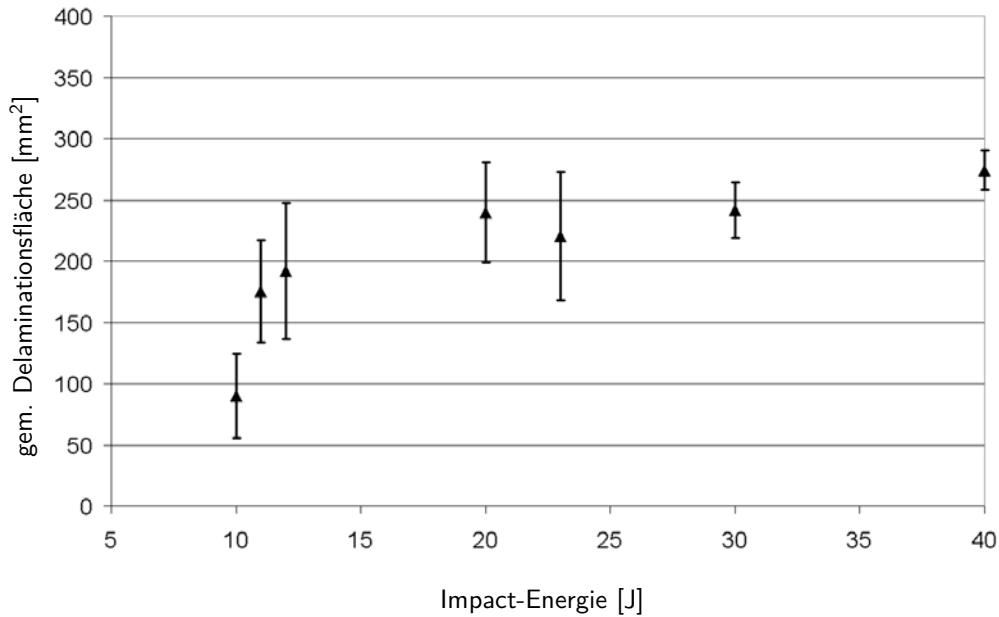


Abb. 2.11: Gemessene Delaminationsfläche an ebenen Impactproben in Abhängigkeit der Impactenergie. Energien mit einer Differenz von 20 J können gleich große Schadensflächen verursachen [RKA⁺05].

Konfiguration	Eindrücktiefe nach Impact [μm]				
	5 J	10 J	20 J	30 J	40 J
A	101	(100)	263	(185)	483
B	95	118	152	(277)	–
C	96	123	703	–	–

Tab. 2.5: Durchschnittliche Eindrücktiefe nach Impact, Anzahl der Proben $n = 6$ ($n = 1$), Durchschlag mit „–“ markiert. Impacts niedriger Energie sind mit bloßem Auge kaum zu erkennen.

der Vorderseite erst bei einer Impactenergie von etwas mehr als 15 J erreicht. Schädigungen, deren Eindrücktiefe darunter liegt, bleiben im Zweifelsfall unentdeckt.

2.3.2 Einfluss der Längs- und Querausdehnung von Schäden

Impacts erzeugen im Material je nach Lagenaufbau keine kreisrunden Schäden - wie am Beispiel der Rohrkonfiguration A zu sehen. Bei vermehrt unidirektionalem Aufbau wird deutlich, dass die Delaminationen sich bevorzugt in Faserrichtung ausbrei-

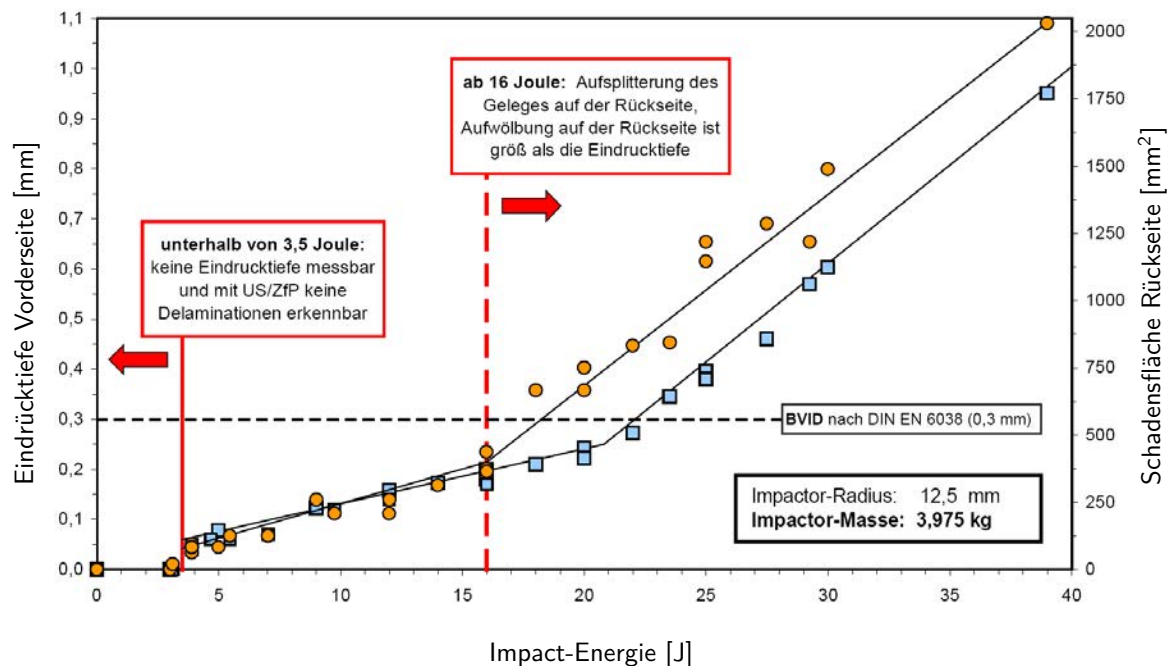


Abb. 2.12: Sichtbare Schädigung in Abhängigkeit der Impactenergie: Eindrücktiefe auf der Vorderseite (Skala links, quadratische Symbole) und Schadensfläche auf der Rückseite (Skala rechts, kreisförmige Symbole) [RKA⁺05].

ten. Es entstehen längliche Schadensflächen. Die Abb. 2.13 verdeutlicht am Beispiel der Thermographieaufnahmen die unterschiedlich ausgeprägten Schädigungen je nach Konfiguration bei gleicher Impactenergie.

Die Ergebnisse aus den Bohrungs- und Impactversuchen legen nahe, dass Längs- und Querausdehnung eines Schadens nicht den gleichen Anteil an der Auswirkung auf die Restdruckfestigkeit der Proben haben. An Rohren mit Lagenaufbau C wurden daher die Einflüsse der Schadensbreite und -länge auf die Bruchlast untersucht. Dazu wurde eine Nut in die Probekörper eingefräst, die im Vergleich zu einem Kreis eine stark ungleichmäßige Ausdehnung hat.

Die Entscheidung für diese Lagenkonfiguration hängt von der geringen Streubreite der Ergebnisse für die Restdruckfestigkeit und der Möglichkeit einer mathematischen Beschreibung der Kurve sowie von den vielseitigen Einsatzmöglichkeiten eines quasi-isotropen Lagenaufbaus ab.

Das systematische Vorgehen ermöglicht es, den genauen Anteil der Längs- und Querausdehnung eines Schadens auf die Auswirkung zu bestimmen. Die Länge jeder Nut

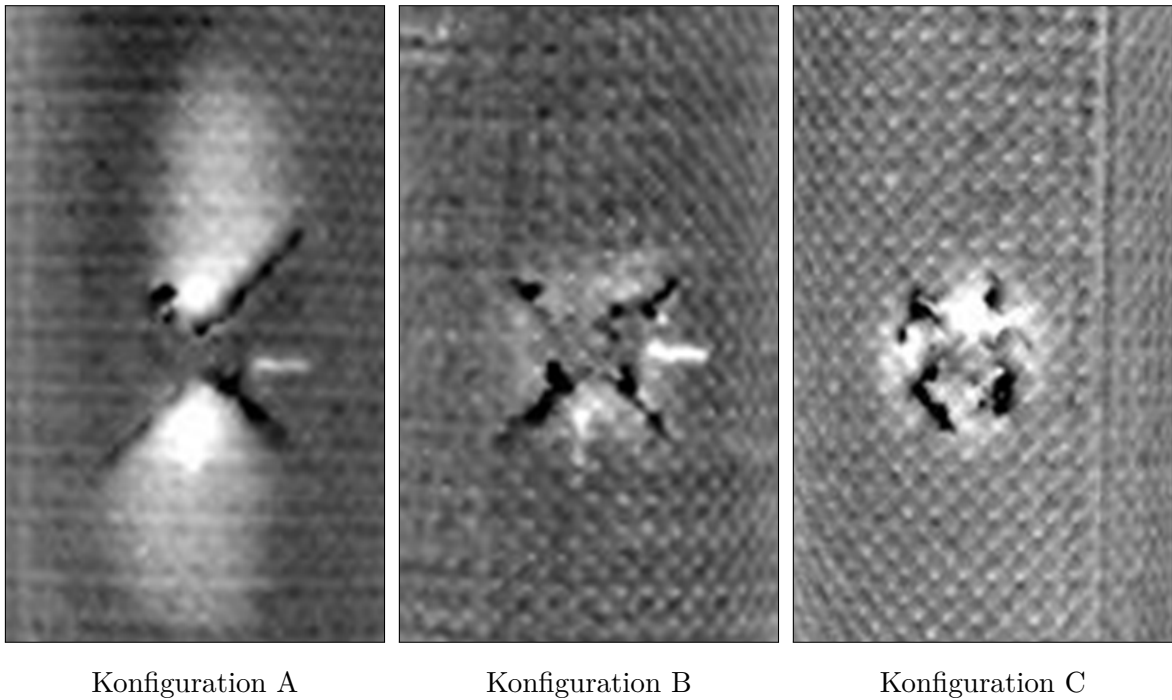


Abb. 2.13: Unterschiedliche Ausprägung der Schadensfläche nach Impacts mit jeweils 20 J abhängig vom Lagenaufbau: die Delamination folgt der Hauptfaserrichtung.

orientiert sich an den Bohrungsdurchmessern der vorherigen Versuche. Eine endliche Ausdehnung der gleichbleibenden Breite von 1,5 mm ist fertigungsbedingt. Die Länge wird je Serie variiert.

Konfiguration C	Schädigung							
	vertikale Nut				horizontale Nut			
Orientierung								
Längsausdehnung [mm]	0	3	6	15	0	1,5	1,5	1,5
Querausdehnung [mm]	0	1,5	1,5	1,5	0	3	6	15

Tab. 2.6: Versuchsprogramm: eingebrachte Schädigungen in Form einer Nut, Längs- oder Querausdehnung, Anzahl der Versuche je Prüfserie $n \geq 5$. Fertigungsbedingt hat jede Nut eine Breite von 1,5 mm, die Länge wurde variiert.

Der Umfang des Versuchsprogramms, wie in Tab. 2.3 und 2.6 dargestellt, beläuft sich auf insgesamt mehr als 200 Druckproben. Die umfangreiche Datenbasis erlaubt eine statistisch abgesicherte Auswertung für verlässliche Schlussfolgerungen.

2.3.3 Klima- und Alterungseinflüsse

Der Einfluss von Witterungseinflüssen wurde an Proben ebenfalls der Konfiguration C mit Impactschäden untersucht. Risse und Delaminationen im Material machen das Bauteil anfällig für das Eindringen von Feuchtigkeit und potenzielles Risswachstum. Dabei wurden Versuche mit einfachem Leitungswasser und einer gesättigten Kochsalzlösung durchgeführt.

Konfiguration C	Alterung	
	Gefrier-Auftau-Zyklen	mit Wasser gesättigt
Impact 20J	Leitungswasser	
Impact 10J	Leitungswasser Salzwasser	
Impact 10J auf gefrorene Probe		Leitungswasser
Impact 10J nach Gefrierzyklen	Leitungswasser Salzwasser	Leitungswasser Salzwasser

Tab. 2.7: Versuchsprogramm: Darstellung der Kombination von Alterungseinflüssen und Impactschäden, Verwendung von Leitungswasser und gesättigter Kochsalzlösung. [Kle10]

Die Probekörper wurden teils vor und teils im Anschluss an einen forcierten Alterungsprozess durch Feuchtigkeit und Frost, wie Tab. 2.7 zu entnehmen, mittels Impact geschädigt. Die ursprünglich veranschlagten 20 J verursachten bereits Durchschläge im Material. Deswegen wurde die Energie auf 10 J reduziert, um einen Schaden nach der Definition des Low-Velocity-Impacts nach Moore [MP88] zu erzeugen.

Jede Prüfserie bestand aus drei Versuchsproben. Ungeschädigte, gealterte Proben ermöglichen einen Vergleich mit der Restdruckfestigkeit vollständig ungeschädigter Prüfkörper. Die Versuchskonfiguration unterscheidet sich ansonsten nicht von den anderen Versuchen.

Auch hier wurden nur Rohre mit Lagenkonfiguration C verwendet. Die Impactenergie ist in allen Fällen 10 J. Die Proben wurden im 24-Stunden Rhythmus bei -31 °C vollständig gefroren (der Gefrierpunkt einer gesättigten Salzlösung liegt bei ca. -21 °C) und bei Raumtemperatur in Salz- und Süßwasser aufgetaut. Insgesamt wurden an jedem Rohr 75 Zyklen durchgeführt.

2.4 Praktische Durchführung der Druckversuche

2.4.1 Vorbereitung der Rohrproben für die Druckprüfung

Wie bereits in Abschnitt 2.3 erläutert, wurden verschiedene Schädigungen für die Ermittlung der Resttragfähigkeit einer jeden Konfiguration in die jeweiligen Prüfkörper eingebracht. In der Universalprüfmaschine für statische Versuche am IFB wurden die Rohre mittels eines Spindeltriebs bis zum Versagen auf Druck belastet. Zuvor wurden die Rohre mit den Stirnflächen in Aluminiumteller (Abb. 2.14) mit dem Epoxidharzkleber „LARIT-A10 Härter-B10“ der Firma Lange & Ritter im Mischungsverhältnis 1:1 eingeklebt. Die eingefräste, 4,5 mm breite Nut in den Tellern verhindert ein Ausfransen der Rohrränder durch die Krafteinleitung. Durch den verhältnismäßig hohen Härteranteil behält die Klebefuge eine hohe Flexibilität.

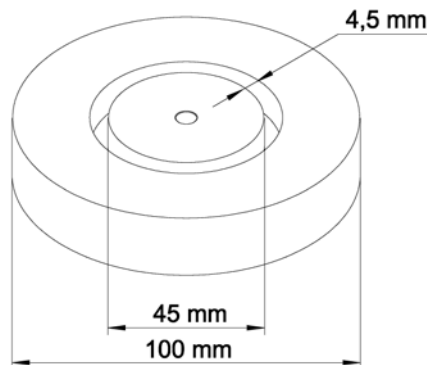


Abb. 2.14: Aluminiumscheibe zur Führung und Krafteinleitung der Rohre während des Druckversuchs. Die Führungsrille ist 4,5 mm breit. Sie beträgt damit ca. 1 mm mehr als die Wandstärke.

2.4.2 Druckprüfstand

Der Prüfstand für die Druckversuche der Rohrproben wurde in Anlehnung an die normierten CAI-Versuche [DIN96] entworfen. Bei der Druckprüfung von ebenen Platten muss die Probe seitlich gegen Knicken gestützt werden. Sie wird zwischen Metallschienen geführt. Auf diese Maßnahme kann bei den geschlossenen Querschnitten der

Rohrproben verzichtet werden. Abb. 2.15 zeigt eine Knickstützvorrichtung zur Druckprüfung von CAI-Proben. Die Platte ist beidseitig mit je 4 Dehnmessstreifen (kurz: DMS) versehen.

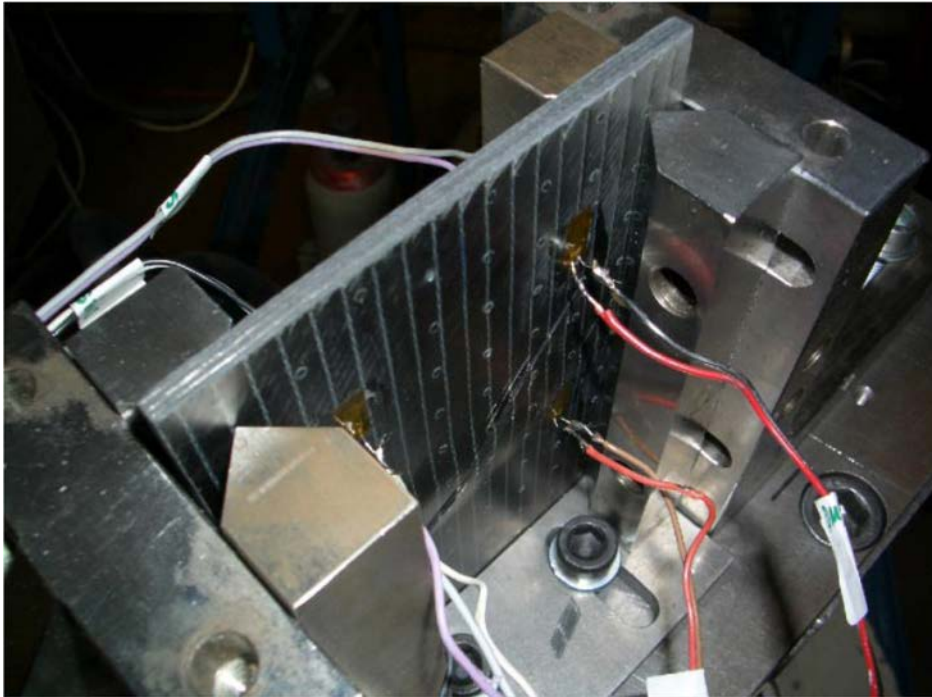


Abb. 2.15: CAI-Probe im Druckprüfstand. Die seitliche Führung stützt die Platte gegen Knicken. [RKA⁺05]

Ein für die Prüfung vorbereitetes Rohr ist in Abb. 2.16 zu sehen. Eine Ausgleichsscheibe unter dem Prüfkörper sorgt dafür, dass die Krafteinleitung exakt in Längsrichtung des Rohres erfolgt.

Die Rohre wurden weggesteuert mit 2 mm/min bis zum Versagen belastet. Die Dehnungen im Material und die Bruchlast wurden dabei digital protokolliert.

2.4.3 Verhalten der Prüfkörper im Versuch

Um die Dehnungen des Versuchskörpers während der Prüfung aufzuzeichnen, sind an sechs definierten Stellen DMS aufgebracht. Neben den gängigen Längs-DMS wurden Kreuz-DMS verwendet. Sie haben zwei um 90° gedrehte gegeneinander isolierte Messgitter, die unabhängig voneinander sowohl die Längs- als auch die Querkontraktionen aufzeichnen.

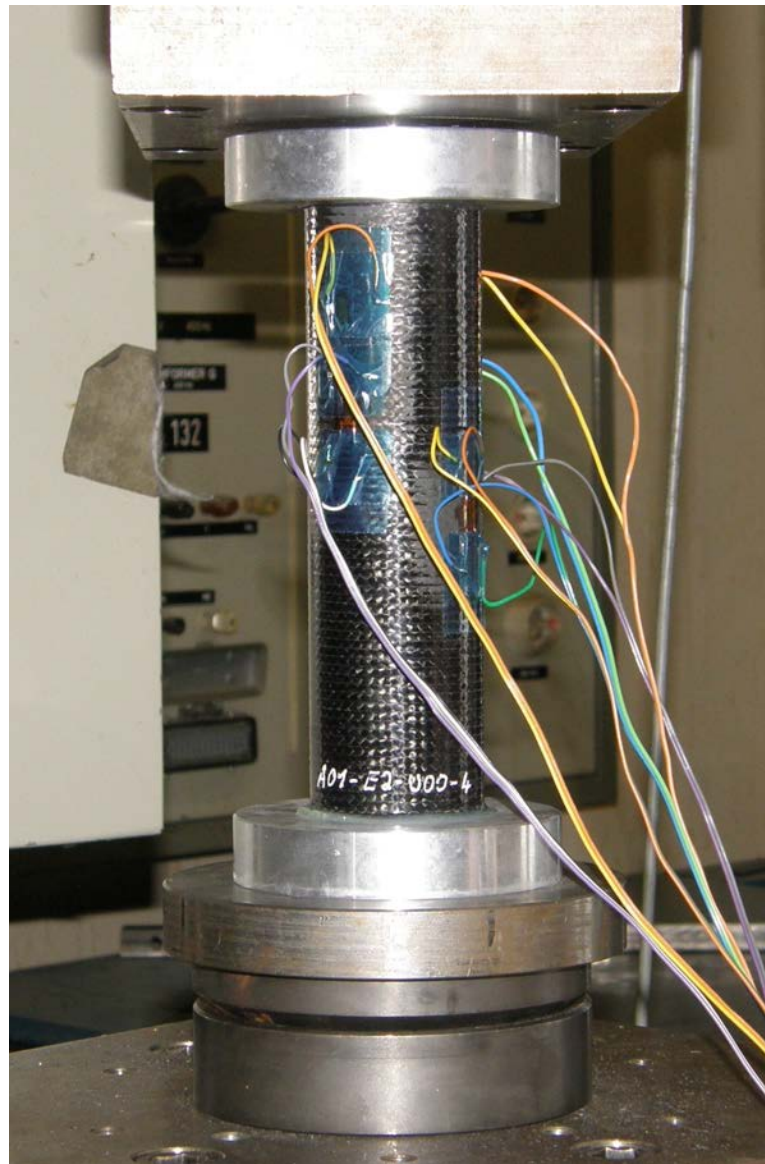


Abb. 2.16: Prüfkörper im Druckprüfstand: Verkabelung für die DMS, Ausgleichsscheibe für korrekte Krafteinleitung, Aluminiumscheibe zur Führung.

Die Dehnung kann so, wie in Abb. 2.17 dargestellt, unter 90° und 180° rechts und rückwärtig von der Schadensstelle aufgezeichnet werden, des Weiteren an jeweils zwei Messpunkten direkt unterhalb der Krafteinleitung und mittig dazwischen sowohl an der Vorder- wie an der Rückseite. So kleben vorne zwei, an der rechten Seite ein und an der Rückseite drei DMS. Für eine gute Verbindung mit den Fasern wurde die Probe an diesen Stellen vor dem Fixieren angeraut.

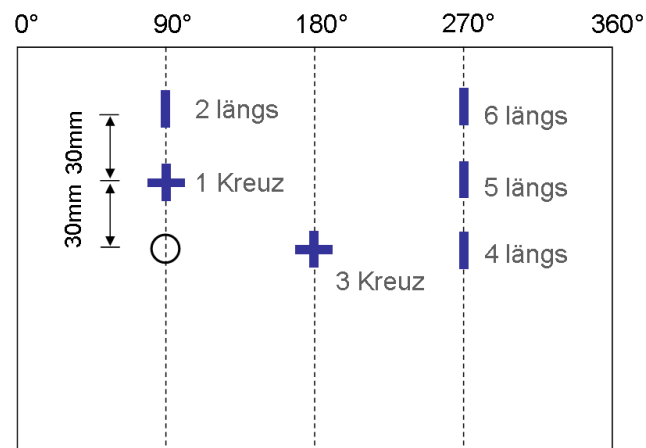


Abb. 2.17: Anordnung der Messpunkte für die DMS auf den Probekörpern. Das Rohr ist abgewickelt dargestellt. Kreuz-DMS haben zwei gegeneinander isolierte, übereinander angeordnete Messgitter. Der Kreis symbolisiert die Schadensstelle.

Das an jedem Rohr aufgezeichnete Dehnungsverhalten im Versuch gibt Aufschluss über das Schädigungsverhalten und erlaubt einen Vergleich der Rohre innerhalb jeder Prüfserie. Vor allem ein hoher Anteil von 0°-Lagen bewirkt ein stark lineares Verformungsverhalten.

Auch kann überprüft werden, ob die Prüfkörper an der Kräfteinleitung konzentrisch belastet werden, was in allen Fällen zutraf. Es zeigt sich, dass die Versuchsdurchführung und der Aufbau des Kraftniveaus gleichmäßig erfolgt und eventuelle Ergebnisschwankungen von Fertigungs- bzw. Materialschwankungen herrühren.

Kapitel 3

Analyse der Korrelation von Schädigung und Restdruckfestigkeit

3.1 Darstellung der Versuchsergebnisse

Auf den folgenden Seiten sind die Ergebnisse der Restdruckfestigkeitsuntersuchungen erläutert. Je nach Schadensgröße ergeben sich für die verschiedenen Lagenaufbauten unterschiedliche Restdruckfestigkeiten, wobei bei deren Abnahme eine eindeutige Abhängigkeit von der Schadensgröße erkennbar ist. Die Streubreite der Ergebnisse einer jeden Serie ist gering. (Die detaillierten Zahlenwerte aller Versuchsergebnisse werden daher nicht aufgeführt.) Die Diagramme veranschaulichen die Ergebnisse für die einzelnen Rohrkonfigurationen und der unterschiedlichen Schädigungsarten. Für die entscheidenden Zusammenhänge konnten mathematische Beschreibungen gefunden werden. Die Ergebnisse ermöglichen eine Beurteilung von Schäden am Fahrzeug. Ein Kriterium zur Beurteilung geschädigter Bauteile wird im nächsten Kapitel in Abschnitt 5.1 am Beispiel eines Dachrahmens vorgestellt und erläutert.

3.1.1 Vorschädigung durch Bohrungen

Ungeschädigte Probekörper der Konfiguration A erreichen eine Druckfestigkeit von maximal 267,98 kN. Um die maximal mögliche Auswirkung von Schädigungen erhalten zu können, wird der absolut höchste erreichte Wert als Bezugsgröße gewählt. Ausreißer

mit niedrigeren Ergebnissen könnten bereits durch nicht entdeckte Fertigungsfehler vorgeschädigt sein. Die angegebene prozentuale Restdruckfestigkeit bezieht sich für alle Konfigurationen, auch für Durchschnittswerte, immer auf diesen Wert.

Das Verhalten der Rohre mit Vorschädigungen durch Bohrungslöcher mit Lagenaufbau A ist in Abb. 3.1 dargestellt. Es sind jeweils die Ergebnisse aller der mindestens fünf Versuche mit gleichen Parametern aufgetragen. Die Restdruckfestigkeit fällt bereits mit der ersten kleinen Schädigung, einer Bohrung von hier 3 mm, stark ab.

Konfiguration	Schadensausdehnung		Schadensbreite % Umfang	Bruchlast	
	Breite [mm]	Länge [mm]		[kN]	% max.
AØ 0 mm	0	0	0,0 %	259,44	96,8 %
AØ 3 mm	3	3	1,8 %	141,78	52,9 %
AØ 6 mm	6	6	3,6 %	122,59	45,7 %
AØ 15 mm	15	15	9,0 %	91,31	34,1 %
AØ 25 mm	25	25	15,0 %	79,92	29,8 %
BØ 0 mm	0	0	0,0 %	80,17	30,0 %
BØ 3 mm	3	3	1,8 %	79,29	29,6 %
BØ 6 mm	6	6	3,6 %	74,02	27,6 %
BØ 15 mm	15	15	9,0 %	62,22	23,3 %
BØ 25 mm	25	25	15,0 %	51,72	19,3 %
CØ 0 mm	0	0	0,0 %	190,02	70,9 %
CØ 3 mm	3	3	1,8 %	150,79	56,3 %
CØ 6 mm	6	6	3,6 %	124,46	47,2 %
CØ 15 mm	15	15	9,0 %	89,09	33,3 %
CØ 25 mm	25	25	15,0 %	67,14	25,1 %

Tab. 3.1: Versuchsergebnisse: Restdruckfestigkeit mit Bohrungen, Durchschnittswerte für jede Lagenkonfiguration. Unterschiedliche Kraftniveaus je nach Lagenaufbau und teils abrupte Abnahme bereits bei kleinen Schäden.

Für die Rohre der Konfiguration C, siehe Abb. 3.2, ergibt sich ein ähnliches Bild. Das Kraftniveau für ungeschädigte Probekörper liegt niedriger bei maximal 198,9 kN. Eine kleine Schädigung wirkt sich bei dieser Konfiguration nicht so gravierend auf die

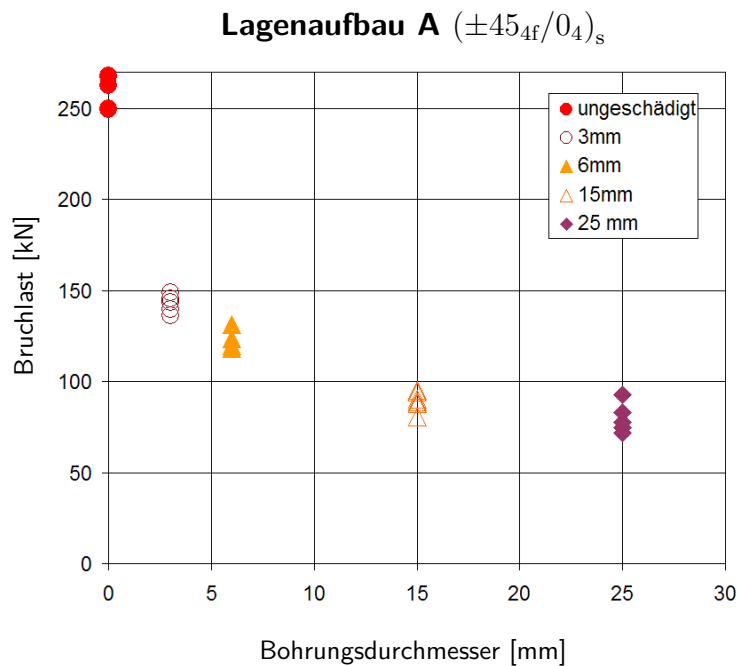


Abb. 3.1: Restdruckfestigkeit der Konfiguration A in Abhängigkeit der Bohrungsgröße. Deutlicher Abfall der Restfestigkeit bereits bei der geringsten Schadensgröße.

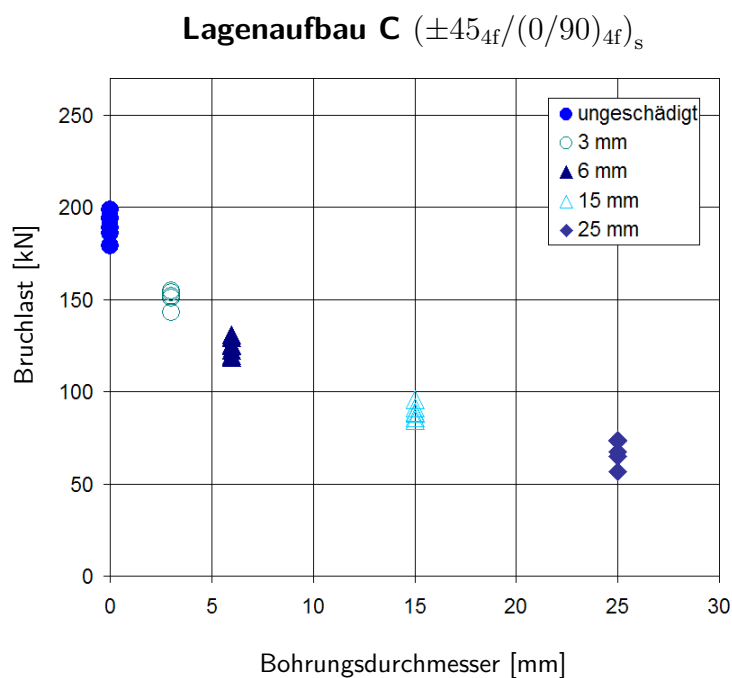


Abb. 3.2: Restdruckfestigkeit der Konfiguration C in Abhängigkeit der Bohrungsgröße. Niedrigeres Ausgangsniveau. Bereits ab 6 mm Schadensgröße vergleichbar mit Konfig. A.

Restdruckfestigkeit aus. Geschädigte Proben behalten trotz der niedrigeren ertragenen Ausgangsbruchlast für wachsende Schadensgrößen etwa dieselbe Restfestigkeit wie die Rohre mit Lagenaufbau A. Das Verhalten bei Schädigung ist gutmütiger.

Wie in Abb. 3.3 ersichtlich haben die Rohre der Konfiguration B eine noch bessere Schadenstoleranz.

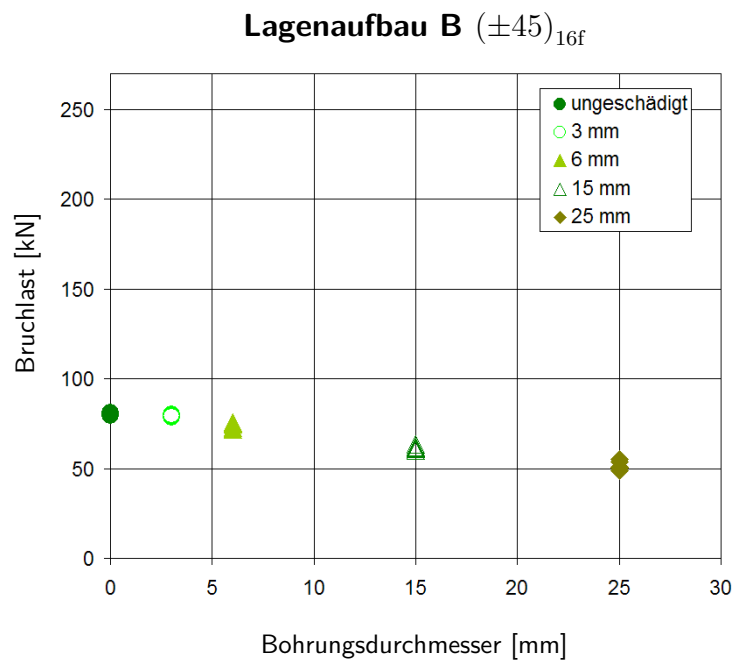


Abb. 3.3: Restdruckfestigkeit der Konfiguration B in Abhängigkeit der Bohrungsgröße. Deutlich niedrigeres Kraftniveau, Verhalten gegen Schädigung sehr gutmütig.

Die Probekörper mit Lagenaufbau B, bei denen die mittleren Lagen die gleiche Faserorientierung haben wie die Randschichten, zeigen ein anderes Schädigungsverhalten als die anderen beiden Konfigurationen, siehe Abb. 3.4. Von der Vorschädigung aus wächst ein Riss unter 45° entlang der Fasern. In den anderen Fällen verlaufen die Brüche in Umfangsrichtung. Abb. 3.4 zeigt einen Vergleich der Bruchbilder geschädigter Rohre aus Konfiguration B und C. Es sind alle untersuchten Bohrungsdurchmesser je Konfiguration abgebildet. Auch während der Druckprüfung verformen sich die Rohre, die nur Gewebe in $\pm 45^\circ$ -Richtung enthalten, vor dem Versagen deutlich bauchig und nichtlinear. Bei den anderen Konfigurationen dagegen ist mit bloßem Auge keine Veränderung festzustellen. Die Auswertung der Dehnungskurven deutet ebenfalls

Konfiguration B: ausschließlich $\pm 45^\circ$ Konfiguration C: $0^\circ/90^\circ/\pm 45^\circ$

Abb. 3.4: Vergleich der Bruchbilder. Das Material bricht vorzugsweise entlang der Faserichtung. Von links nach rechts: ungeschädigt, 3, 6, 15 und 25 mm Bohrungen.

auf ein nahezu lineares Versagen hin. Die Abbildungen 3.5 und 3.6 zeigen jeweils das Beispiel eines ungeschädigten Rohres. Die DMS mit horizontaler Ausrichtung werden während der Druckprüfung gedehnt, die Längs-DMS werden gestaucht. Entsprechend der gängigen Konventionen wird die Druckkraft negativ dargestellt.

Abb. 3.3 zeigt, dass die Restdruckfestigkeit der ungeschädigten Rohre mit 81,1 kN gerade so hoch ist wie bei mit großen Bohrungen vorgeschädigten Rohren der Konfigurationen A und C. Bei Konfiguration B wirkt sich eine Schädigung dagegen kaum auf die Performance aus. Bohrungen mit 3 mm Durchmesser zeigen keinen signifikanten Einfluss auf die Druckfestigkeit dieser Lagenkonfiguration, mit 6 mm großen Bohrungslöchern erträgt das Material noch 93 % seiner Ausgangsbruchlast. Somit kann durch eine gezielte Auswahl des Lagenaufbaus Einfluss auf Schädigungsverhalten und Bruchbild sowie die Schadenstoleranz genommen werden.

Die relative Abnahme der Druckfestigkeit zur jeweiligen maximalen Bruchlast je Serie ist in Abb. 3.7 für alle Konfigurationen dargestellt. Mit 6 mm großen Bohrungsschäden verliert Konfiguration A über 50 % seiner Druckfestigkeit. Konfiguration B erträgt in diesem Fall noch über 90 %. Aufgrund der höheren Ausgangsbruchlast liegt der absolute Wert der Konfiguration A jedoch höher, wie ein Vergleich (Abb. 3.9) zeigt. Konfiguration C ist absolut gesehen gleichauf mit A, sinkt aber auf 65 % des zugehörigen Ausgangswertes.

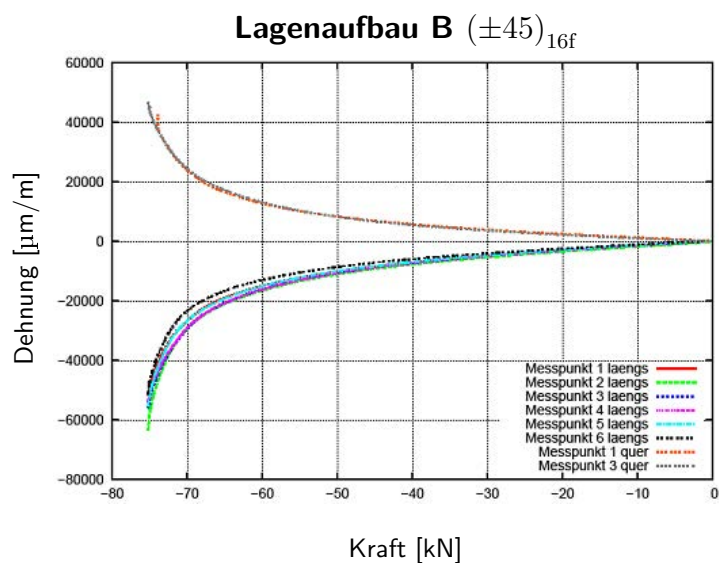


Abb. 3.5: Qualitatives Dehnungsverhalten der Rohre mit Konfiguration B, $\pm 45^\circ$ -Aufbau, nichtlineare Verformung während der Krafteinleitung. Die Druckkraft ist negativ dargestellt.

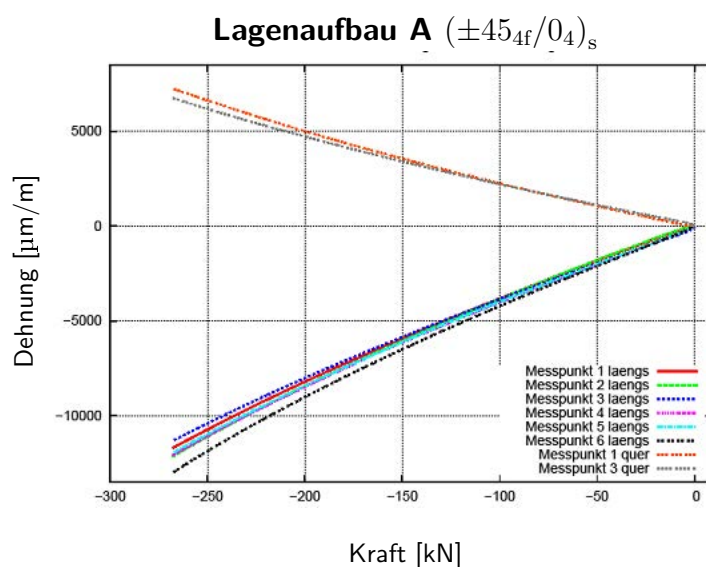


Abb. 3.6: Qualitatives Dehnungsverhalten der Rohre mit Konfiguration A, näherungsweise lineare Verformung durch hohen 0° -Lagen Anteil. Konfiguration C (weniger 0° -Lagen) liegt zwischen den dargestellten Extremfällen A und B.

Druckfestigkeit bei 6 mm relativ zur Ausgangsbruchlast

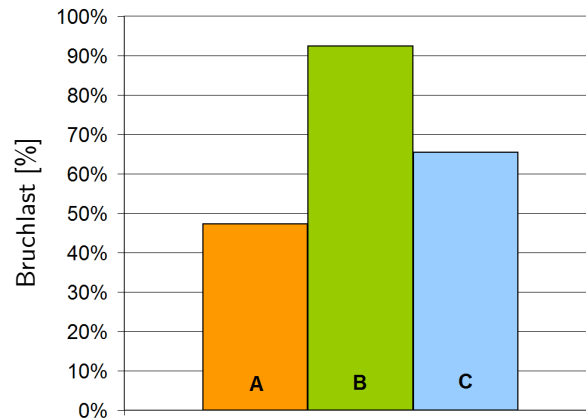


Abb. 3.7: Relative Restdruckfestigkeit der Rohre bei Vorschädigung mit 6 mm Bohrungen im Vergleich zur jeweiligen Ausgangsbruchlast. Lagenaufbau A mit hohem 0° -Lagenanteil, Lagenaufbau B aus $\pm 45^\circ$ -Lagen, Lagenaufbau C mit quasiisotropem Lagenaufbau.

Die Schadensbreite nimmt bei 6 mm breiten Bohrungen nach Tabelle 3.1 nur 3,6 % des Umfangs ein. (Im ungeschädigten Fall sind es 0 %, bei zur Hälfte fehlendem Querschnitt wären es 50 %.) Im Hinblick auf eine Übertragung der Ergebnisse auf andere Durchmesser oder Querschnitte dient der prozentuale Wert als Referenz.

3.1.2 Einfluss der UD-Lagen

Die Zahlenwerte aus den Versuchen zeigen, dass die ertragene Bruchlast um so größer ist, je höher der Anteil der 0° -Lagen in den Rohren ist. Mit steigendem Anteil der 0° -Lagen wirken sich aber bereits kleine Schäden stark aus, da prozentual gesehen mit einer Bohrung mehr von diesen tragenden Fasern zerstört werden. Es wird sich zeigen, dass diese Beobachtung zu den Ergebnissen der Impactschäden passt.

Mit Hilfe der Gewichtsanteile der jeweiligen Faserorientierungen (Tab. 2.2 auf Seite 39) kann allgemein aus den sogenannten Carpet-Plots [LTH80] eine Vorhersage für die zu erwartenden Druckfestigkeiten getroffen werden. Die bisherigen Ergebnisse decken sich mit den Literaturwerten. In Abb. 3.8 sind die drei Konfigurationen anhand der Gewichtsanteile im Diagramm zur Laminatfestigkeit auf Druck eingezeichnet. Die resultierenden Werte für die Druckspannung σ stehen im gleichen Verhältnis zueinander wie die resultierenden maximalen Restdruckfestigkeiten des Versuchsprogramms.

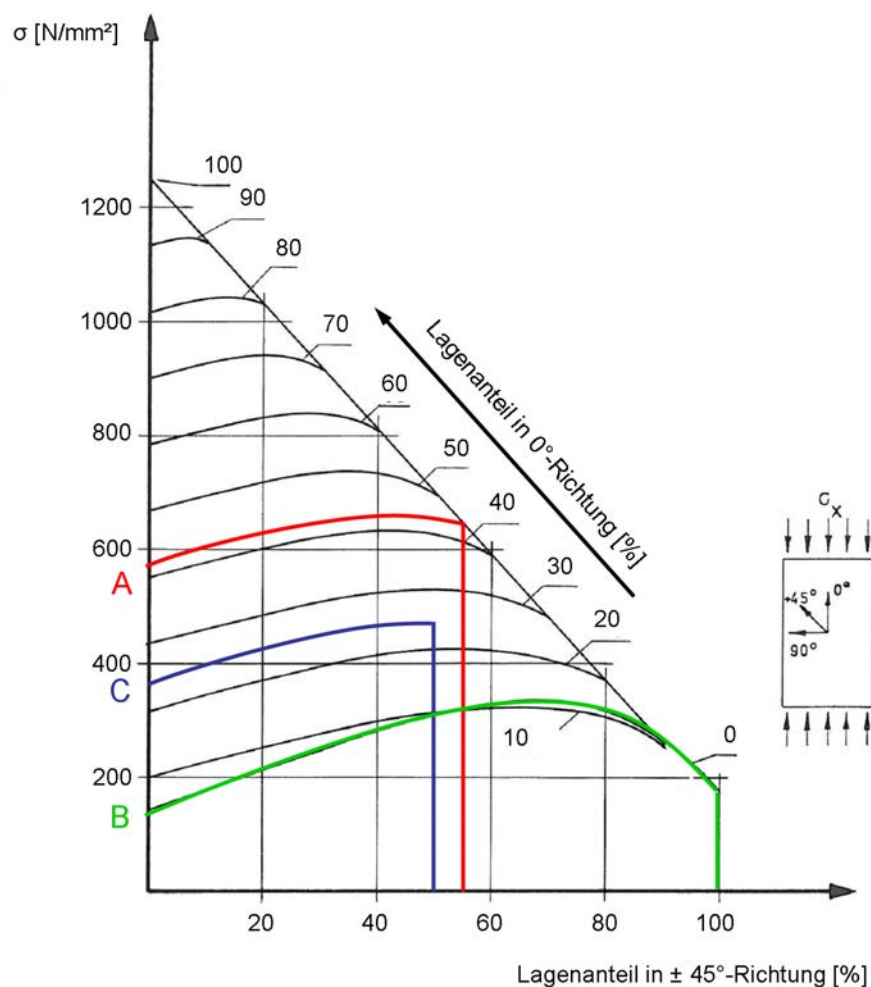


Abb. 3.8: Carpet-Plot für die Laminatfestigkeit auf Druck [LTH80]. Die Konfigurationen sind entspr. des Lagenaufbaus eingeordnet. Die Vorhersage deckt sich mit den Versuchen.

In den Diagrammen in Abb. 3.9 werden die absoluten Restdruckfestigkeiten der verschiedenen Rohrkonfigurationen miteinander verglichen. Die unterschiedlichen Kraftniveaus im Ausgangszustand sind deutlich erkennbar. Der Abfall der Bruchlasten am Beispiel einer Vorschädigung mit 6 mm rechts gegenüber der absoluten Druckfestigkeit bei ungeschädigten Versuchskörpern zeigt das schadenstolerante Verhalten der Konfiguration B und die extreme Auswirkung einer Schädigung bei hohem 0° -Lagenanteil, wie bei den Konfigurationen A und C. Mit wachsender Schadensgröße nähern sich die absoluten Werte einander weiter an.

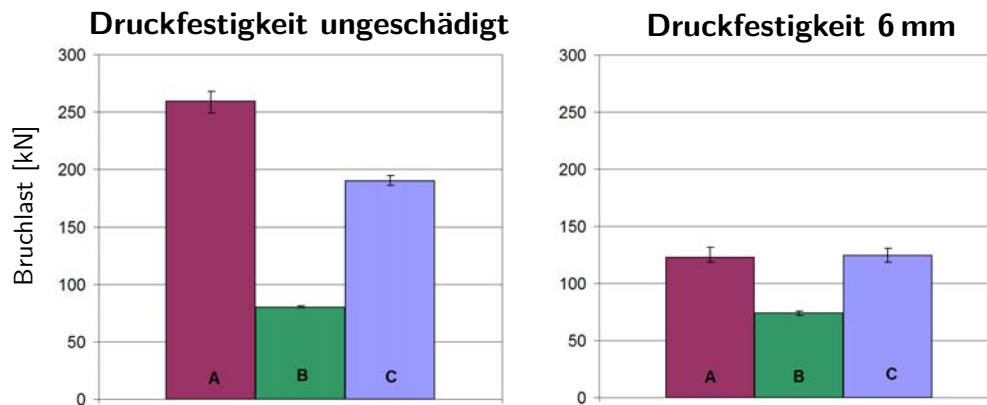


Abb. 3.9: Absolute Restdruckfestigkeit und Kraftniveaus der Rohre bei Vorschädigung im Vergleich zur jeweiligen Ausgangsbruchlast. Ein hoher 0° -Lagenanteil reagiert sensibel auf Schädigung. Ein hoher 45° -Anteil bewirkt ein gutmütiges Schädigungsverhalten.

3.1.3 Vorschädigung durch Impacts

Ein ähnliches Bild wie für die bohrungsgeschädigten Rohrproben zeichnet sich für das Restdruckverhalten nach einem Impact ab. Durch eine schwankende Schadensbreite auch bei gleicher Impactenergie streuen die Ergebnisse stärker als bei exakt gleichbleibender Schadensbreite im Bohrungsfall. Interessant ist hier, dass Impacts je nach Konfiguration erst ab einer Schadensenergie von ca. 3 J überhaupt einen Schaden zurücklassen. Darunter bleibt das Material ungeschädigt.

Ebenso gibt es eine Obergrenze für die Schadensbreite. Bis zu einer bestimmten Impactenergie wächst die Schadensfläche; kann das Material die Impactenergie nicht mehr ertragen, schlägt der Impactor durch die Wand der Probe durch. Da die Aufprallenergie in diesem Fall durch Faserbrüche vernichtet wird, kommt es nicht zu einer Delamination, und die Schadensfläche des Durchschlags ist etwa so groß wie der Kugelkopf des Impactors. Das Verhalten der geschädigten Probe ist in diesem Fall nahezu identisch zu einer Probe mit Bohrung gleicher Größe. In den Abbildungen 3.11 und 3.12 wird dieses Verhalten bei den mit Klammern als Durchschlag markierten Versuchsergebnissen deutlich.

Die Diagramme zeigen, dass die resultierende Schadensbreite wie zu erwarten nicht aus der Impactenergie vorherbestimmt werden kann. Abb. 3.10 belegt, dass Impacts mit einer Energie von 20, 30 und 40 J jeweils einen Schaden von ungefähr 20 mm Breite verursachen können. Auch die einzelne Probe mit 10 J Impact liegt mit 18 mm Scha-

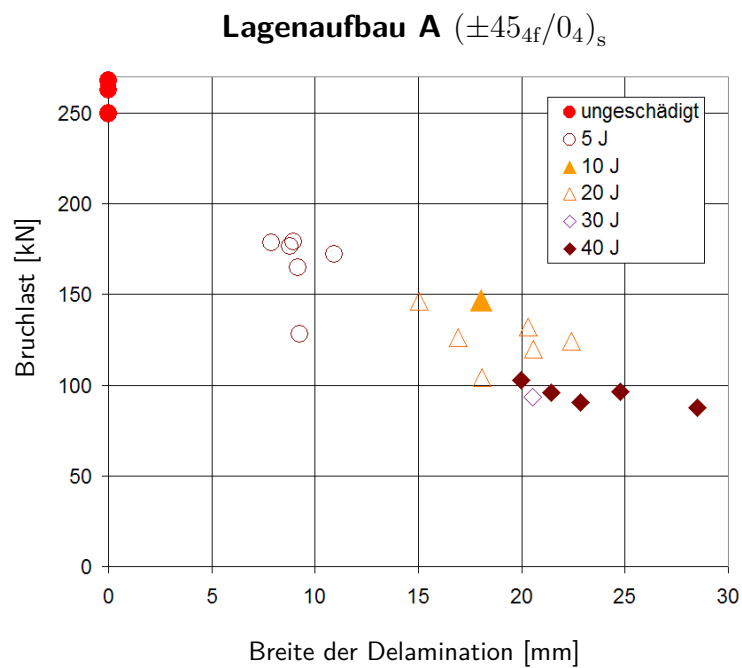


Abb. 3.10: Restdruckfestigkeit Konfiguration A in Abhängigkeit der Schadensbreite nach Impact. Die Schadensbreite schwankt bei gleicher Impactenergie. $n \geq 5$, bei 10 J, 30 J $n = 1$

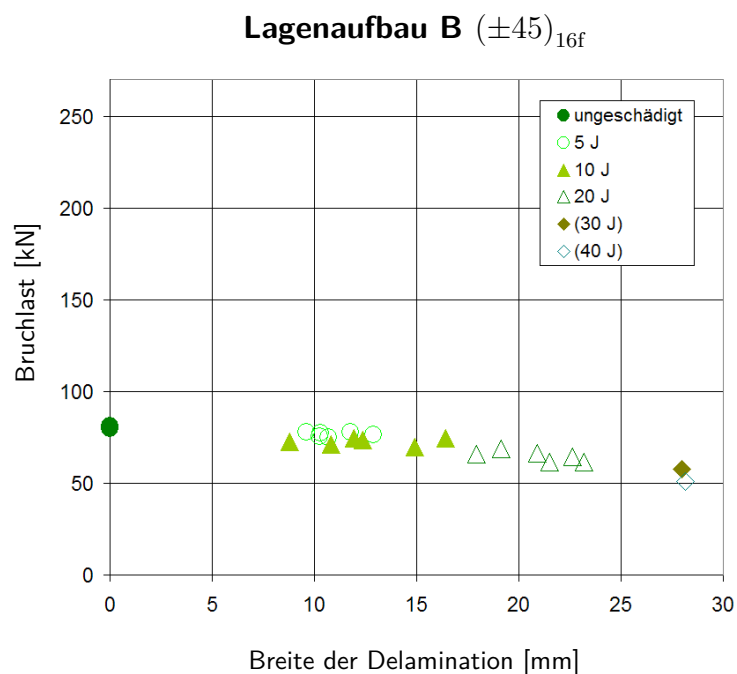


Abb. 3.11: Restdruckfestigkeit Konfiguration B in Abhängigkeit der Schadensbreite. Bei den Energien 30 und 40 J entsteht statt eines Impacts ein Durchschlag.

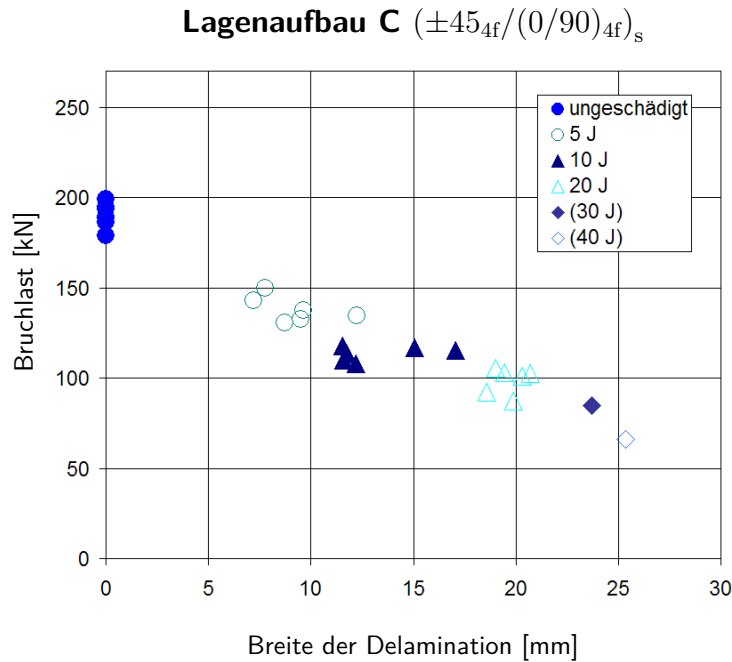


Abb. 3.12: Restdruckfestigkeit Konfiguration C in Abhängigkeit der Schadensbreite. Das Niveau ist höher als bei gleicher Konfiguration mit Bohrungsschäden.

densbreite zwischen den 20 J-Proben, die sowohl kleinere als auch größere Schädigungen hinterlassen. Umgekehrt ist es nicht möglich, anhand einer vorliegenden Schädigung auf die ursächliche Impactenergie zu schließen. Für die praktische Anwendung zum Umgang mit Schäden kann daher ausschließlich die Schadensbreite genutzt werden.

Die Ergebnisse der Schadensbreiten der Proben mit Lagenkonfiguration C, dargestellt in Abb. 3.12, überlappen einander bei wechselnder Impactenergie weniger. Dennoch treten auch hier Schwankungen um mehr als 5 mm bei derselben Impactenergie auf (hier beispielsweise 5 und 10 J). Aufschläge mit 30 und 40 J durchschlugen die jeweilige Probe, die Ergebnisse für die Bruchlast decken sich mit denen der aufgebohrten Rohre (Abb. 3.2). In den Fällen, in denen nur Delaminationen im Material vorliegen, ertragen die geimpacteten Rohre eine höhere Last bei gleicher Schadensbreite. Dieser Unterschied zwischen Impacts und Bohrungen, den die Versuche verdeutlichen, wird in Abschnitt 3.3 diskutiert.

Konfiguration	Schadensausdehnung		Schadensbreite	Bruchlast	
Bezeichnung	Breite [mm]	Länge [mm]	% Umfang	[kN]	% max.
AØ 0 J	0	0	0,0 %	259,44	96,8 %
AØ 5 J	9	11	5,5 %	166,58	62,2 %
AØ 10 J	18	38	10,8 %	146,93	54,8 %
AØ 20 J	19	63	11,4 %	125,61	46,9 %
AØ 30 J	21	89	12,4 %	93,64	34,9 %
AØ 40 J	25	114	14,8 %	96,34	36,0 %
BØ 0 J	0	0	0,0 %	80,17	29,9 %
BØ 5 J	11	12	6,6 %	76,61	28,6 %
BØ 10 J	13	14	7,5 %	72,75	27,1 %
BØ 20 J	21	21	12,5 %	64,74	24,2 %
BØ 30 J	28	27	16,8 %	57,78	21,6 %
BØ 40 J	28	31	16,9 %	51,00	19,0 %
CØ 0 J	0	0	0,0 %	190,02	70,9 %
CØ 5 J	9	7	5,5 %	137,98	51,5 %
CØ 10 J	13	12	7,9 %	113,55	42,4 %
CØ 20 J	19	22	11,3 %	97,85	36,5 %
CØ 30 J	24	26	14,3 %	84,76	31,6 %
CØ 40 J	25	31	15,2 %	65,88	24,6 %

Tab. 3.2: Versuchsergebnisse: Restdruckfestigkeit mit Impacts, Durchschnittswerte für jede Lagenkonfiguration. Schadensbreite abhängig von Impactenergie und Lagenaufbau

3.1.4 Feuchtigkeitseinflüsse und Risswachstum bei Frost

In Leitungs- und Salzwasser gesättigte Rohre zeigen nach einem 10 J-Impact eine höhere Restdruckfestigkeit als im Ausgangszustand - bei Leitungswasser noch höher als bei Salzwasser. Möglicherweise verändert die Wassereinlagerung das Dämpfungsverhalten der Probe. Interessant ist, dass in dieser Versuchreihe die Schadensflächen bei den gealterten Proben nach Impact leicht größer waren als bei den unbehandelten. Dennoch wurde eine höhere Bruchlast erzielt. Die gealterten Proben fallen damit aus dem Rahmen. Eine umfassende Untersuchung gezielt auf das Impactverhalten nach

Wassereinlagerung wurde im Rahmen dieses Versuchsprogramms nicht weiter verfolgt, könnte darauf jedoch eine Antwort liefern (siehe Abschnitt 6.2).

Die Bruchlast ausschließlich gesättigter, gefroren impactbeaufschlagter Proben (kein Gefrier-Auftau-Zyklus) verhält sich identisch zu im Normalzustand impactbeaufschlagter Proben (FØ L0N mit 115,3 kN zu CØ 10 J mit 113,55 kN Bruchlast). Leichte Abweichungen der Durchschnittswerte sind auf die nachgefertigten Prüfkörper zurückzuführen (siehe Abschnitt 3.2 auf der nächsten Seite). Die Schwankung beträgt ohnehin weniger als 1,6 %.

Konfiguration	Schadensausdehnung		Schadensbreite	Bruchlast	
Bezeichnung	Breite [mm]	Länge [mm]	% Umfang	[kN]	% max.
FØ 0	0	0	0,0 %	194,35	72,5 %
FØ L0	15	18	8,9 %	129,61	46,5 %
FØ S0	16	18	9,6 %	122,44	45,7 %
FØ L0N	17	20	10,3 %	115,03	42,9 %
FØ LV	14	15	8,5 %	119,62	45,0 %
FØ LN	16	15	9,4 %	122,00	45,4 %
FØ SV	14	14	8,7 %	123,46	44,7 %
FØ SN	16	17	9,6 %	119,95	44,7 %

Tab. 3.3: Restdruckfestigkeiten nach Alterung, Durchschnittswerte, n=3. L0/S0: Impact (10 J) nach Sättigung in Leitungs-/Salzwasser - L0N: Sättigung in Leitungswasser, gefroren geimpactet. LV, LN, SV, SN: Impact vor (V) oder nach (N) Gefrierzyklen in Leitungs- bzw. Salzwasser [Kle10]

Die Einflüsse der Gefrier-/Auftauzyklen sind minimal. In den entsprechenden Proben sind auf den Thermographiebildern Salzurückstände zu erkennen, auf die Delaminationsgröße wirkt sich die Änderung der Aggregatzustände jedoch nicht aus. Weder wird das Material geschwächt, so dass Impacts eine größere Delamination zur Folge hätten, noch wachsen die vorhandenen Schadensflächen durch Frost. Das entstehende Eis dehnt sich auf dem Weg des geringsten Widerstands entlang des Risses nach außen aus.

3.2 Einfluss der Schadensbreite

Bei den Ergebnissen der Impactversuche deutet sich an, dass die Länge des Schadens eine untergeordnete Rolle für die Restdruckfestigkeit spielt. Obwohl die Schadenslänge bei 20 J bei Konfiguration A annähernd drei Mal so groß ist wie bei Konfiguration C, ist der prozentuale Abfall vom Ausgangswert vergleichbar mit den Bohrungsschäden, bei denen die Schadenslänge konstant ist.

Um den anteiligen Einfluss der Breite an der Gesamtausdehnung eines Schadens zu untersuchen, wurden „digitale“ Schädigungen in Form von Nuten in die Rohre gefräst (vergleiche Abschnitt 2.3.2), die nur eine Längs- oder eine Querausdehnung haben. Dafür wurden Rohre mit Lagenaufbau C verwendet. Aus fertigungstechnischen Gründen handelt es sich hierbei um eine neue Charge. Daher wurden die Rohre zur Unterscheidung mit dem Buchstaben F benannt. Vergleichsmessungen an ungeschädigten Rohren erlauben einen direkten Vergleich mit den ursprünglichen Rohren der Konfiguration C. Die maximale Bruchlast von durchschnittlich 194,35 kN weicht von 190,02 kN um weniger als 2,3% nach oben ab. Diese Schwankung darf vernachlässigt werden. Versuchsergebnisse aus beiden Fertigungsserien werden unskaliert in Bezug gesetzt.

Konfiguration	Schadensausdehnung		Schadensbreite % Umfang	Bruchlast		
	Bezeichnung	Breite [mm]		Länge [mm]	[kN]	% max.
FØ 0		0	0	0,0 %	194,35	72,5 %
FØ 3 H		3	1,5	1,8 %	152,63	57,0 %
FØ 6 H		16	1,5	3,6 %	135,25	50,5 %
FØ 15 H		15	1,5	9,0 %	90,36	33,7 %
FØ 3 V		1,5	3	0,9 %	175,19	65,4 %
FØ 6 V		1,5	6	0,9 %	178,62	66,7 %
FØ 15 V		1,5	15	0,9 %	184,51	68,9 %

Tab. 3.4: Versuchsergebnisse: Restdruckfestigkeit mit Nut, Durchschnittswerte für jede Lagenkonfiguration. Ausrichtung der Nut: H horizontal, V vertikal. Die Restdruckfestigkeit ist ausschließlich von der Schadensbreite abhängig - die Schadenslänge hat keinen Einfluss!

Es zeigt sich, dass die Restdruckfestigkeit ausschließlich von der Schadensbreite abhängig ist. Die Schadenslänge nimmt keinen Einfluss auf das Ergebnis. Mehr noch zeigt

sich in den Versuchen die Tendenz zu einer größeren Tragfähigkeit mit wachsender Nutlänge. Möglicherweise resultiert dies aus geringen lokalen Einflüssen an den Rändern der Nut. Die Abweichung um weniger als 3,5 % kann im Rahmen der allgemeinen Schwankungsbreite aber auch Zufall sein.

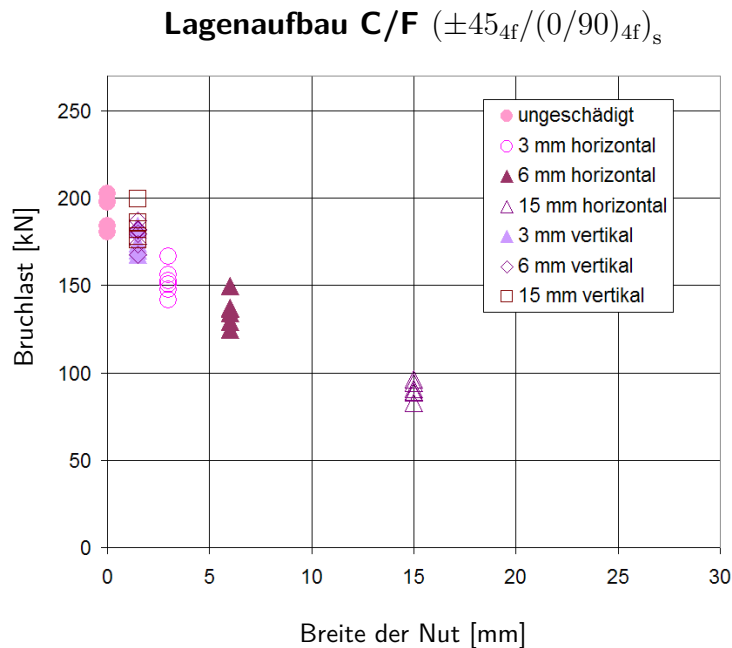


Abb. 3.13: Restdruckfestigkeit Konfiguration C in Abhängigkeit der Schadensbreite. Das Niveau ist höher als bei gleicher Konfiguration mit Bohrungsschäden.

In Abb. 3.13 sind die Restdruckfestigkeiten der Nuten beider Schadensorientierungen dargestellt. Die Ergebnisse aus den Versuchen mit vertikaler Nut von durchschnittlich 180 kN Restdruckfestigkeit fügen sich mit der resultierenden Schadensbreite von 1,5 mm genau in die Ergebnisse der Bohrungsdurchmesser ein (vergleiche Abb. 3.2 auf Seite 58). Im folgenden Abschnitt ist der direkte Vergleich der Ergebnisse von Bohrung und Nut im Durchschnitt (Abb. 3.14) und absolut (Abb. 3.15) zu sehen.

3.3 Übertragung von Impacts auf Bohrungen

Bei gleicher Schadensbreite ertragen delaminierte Rohre eine höhere Bruchlast als solche, bei denen das Material auf der gesamten Schadenbreite durch das Bohrungsloch

entfernt wurde. Andersherum betrachtet darf für eine geforderte Druckfestigkeit bestimmter Höhe eine Schädigung durch Impact größer sein als durch ein Bohrungsloch. Diese Tatsache kann man sich bei der Berechnung an Simulationsmodellen zunutze machen, wie in Kapitel 4 beschrieben.

Die Niveauunterschiede der Restdruckfestigkeit aus den Versuchen von bohrungs- und impactgeschädigten Proben werden in den folgenden Diagrammen 3.14 und 3.15 verdeutlicht. Gerade im niedrigen Schadensbereich überlappen sich die Streubänder, innerhalb derer jeweils Bohrungen und Impacts liegen, nicht.

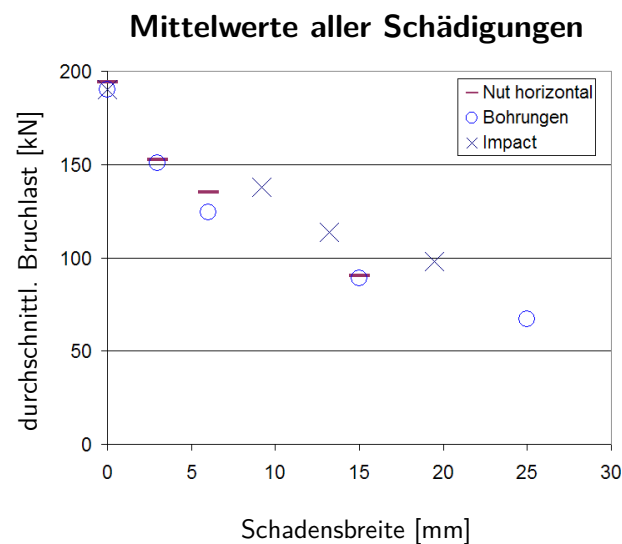


Abb. 3.14: Konfiguration C/F: Mittelwerte von Bohrung, Impact und Nut. Bohrungen ertragen die gleiche Bruchlast wie horizontale Nute gleicher Breite.

Der deutliche Unterschied zwischen Impacteinflüssen und Bohrungen ergibt sich auch für die anderen Lagenkonfigurationen. In den Abbildungen 3.16 und 3.17 sind jeweils die Bohrungs- und Impactergebnisse je Konfiguration in einem Diagramm zusammengefasst. Impacts höherer Energie, die das Material beim Auftreffen durchschlagen, sind nicht dargestellt.

Diese Übertragung von Bohrungen auf realitätsnahe Impactschädigungen ist für eine Verifizierung praktischer Schäden von Fahrzeugen im Fahrbetrieb einsetzbar. Weitere Erläuterungen dazu finden sich in Abschnitt 3.5 und Kapitel 5.

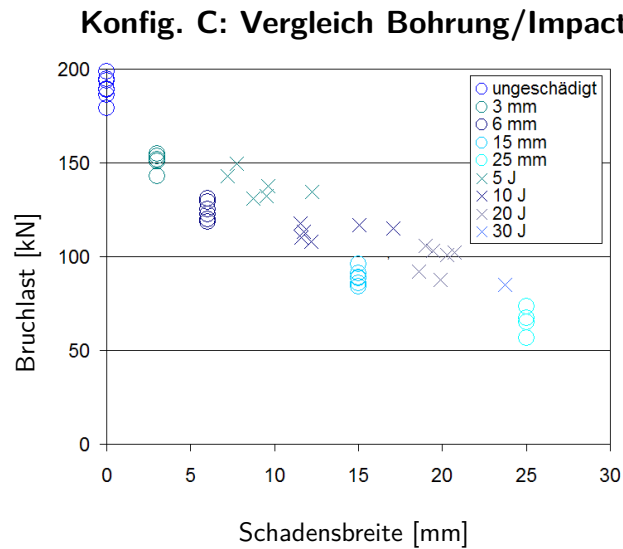


Abb. 3.15: Bohrungs- und Impacteinflüsse im direkten Vergleich in Konfiguration C. Die Impacts ertragen eine höhere Bruchlast als Bohrungen gleicher Breite.

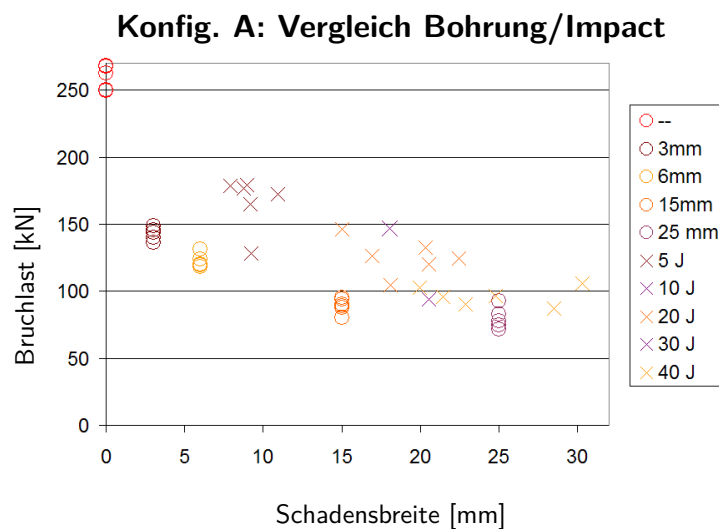


Abb. 3.16: Bohrungs- und Impacteinflüsse im direkten Vergleich in Konfiguration A. Im entscheidenden niedrigen Schadensbereich gibt es keine Überschneidungen.

3.4 Analytische Beschreibung

Die Diagramme zu den Versuchen veranschaulichen, dass die Ergebnisse in einer graphischen Darstellung auf Kurven liegen. Visuell ist es möglich, fehlende Schadensgrößen und die zugehörigen erreichbaren Restdruckfestigkeiten für alle Lagenkonfigurationen treffsicher zu interpolieren. Aufgrund des Verlaufs liegt es nahe, die Beschreibung über eine Hyperbel, eine spezielle Form eines Kegelschnitts, vorzunehmen.

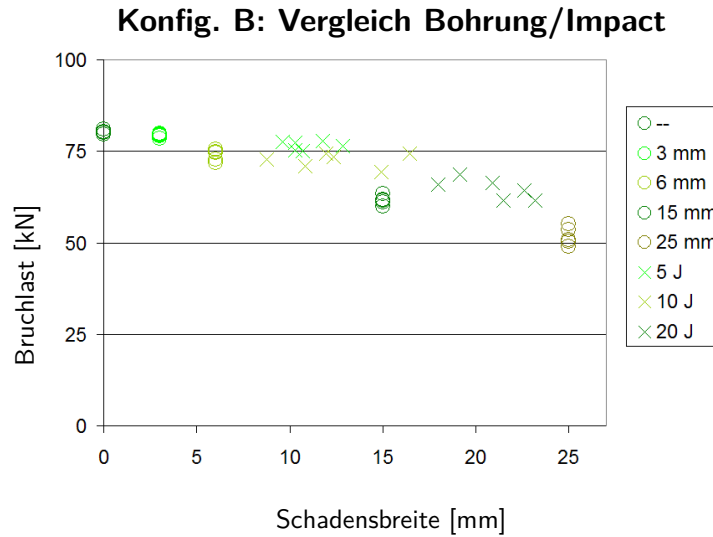


Abb. 3.17: Bohrungs- und Impacteinflüsse im direkten Vergleich in Konfiguration B

3.4.1 Mathematische Grundlagen

Kegelschnitte, die in einer Ebene liegen, werden über eine Gleichung der Form

$$a_1x^2 + a_2y^2 + a_3xy + a_4x + a_5y + a_6 = 0 \quad (3.1)$$

beschrieben. Aufgrund der Gleichungsform kann einer der Koeffizienten zu 1 normiert werden. Über die Eingabe von fünf Punkten ist es somit möglich, die Kurve eindeutig zu beschreiben. Aufgrund der Anzahl an bekannten Wertepaaren bietet sich dieses Vorgehen an. Die Punkte $A_i = (x_i, y_i)$ für $1 \leq i \leq 5$ erlauben das Erstellen eines linearen Gleichungssystems [MV01]. Dieses lautet entsprechend:

$$\begin{aligned} a_1x^2 + a_2y^2 + a_3xy + a_4x + a_5y + a_6 &= 0 \\ a_1x_1^2 + a_2y_1^2 + a_3x_1y_1 + a_4x_1 + a_5y_1 + a_6 &= 0 \\ \vdots & \\ a_1x_5^2 + a_2y_5^2 + a_3x_5y_5 + a_4x_5 + a_5y_5 + a_6 &= 0 \end{aligned}$$

Durch Einsetzen der Wertepaare von fünf bekannten Punkten lassen sich die Koeffizienten eindeutig bestimmen und man erhält eine Beschreibung für den Kurvenverlauf. Wie für eine Hyperbel üblich, haben die Koeffizienten a_1 und a_2 aus Gleichung 3.1 bei den Beschreibungen der Rohrkonfigurationen alternierende Vorzeichen.

Die theoretischen Grundlagen lassen sich für die Darstellung der Versuchsergebnisse verwenden.

3.4.2 Definition der Wertetabelle

Für eine mathematische Beschreibung der Kurvenverläufe ist zu berücksichtigen, dass der ungeschädigte Fall ohne Bohrung oder Impact einen Sonderfall gegenüber einer Versuchsprobe mit unendlich kleinem Schaden darstellt. Die Ergebnisse der ungeschädigten Prüfkörper liegen daher nicht zwingend auf derselben Kurve.

Jede Kurve beginnt mit der Schädigung 0 und der Bruchlast 1, bei 100 % Restquerschnitt (ungeschädigt), und endet bei 100 % Schadensbreite mit der Bruchlast 0. In der Praxis sind die Werte oberhalb einer bestimmten Schädigung jedoch nicht mehr relevant. Da eine Schadenbreite von mehr als 10 % bereits zu einer verbleibenden Bruchlast von weniger als 50 % der Ausgangsbruchlast führt, sind diese Werte für die praktische Anwendung nicht mehr von Interesse. Dagegen ist gerade im Bereich kleiner Schadensgrößen eine genaue Einschätzung der Tragfähigkeit wichtig.

Punkt	Schädigung	x	y
P_1	0	0	1
P_2	3	0,018	0,758
P_3	6	0,036	0,637
P_4	15	0,0901	0,448
P_5	25	0,1502	0,338
P_6	∞	1	0

Tab. 3.5: Wertetabelle zur Bestimmung eines Kegelschnitts für die Bohrungsschäden in Konfiguration C

Es erfolgt eine Umrechnung der absoluten Messergebnisse in prozentuale Werte. Sowohl die Schadensbreite wird in Prozent angegeben, wie aus den Tabellen zu den Versuchsergebnissen ersichtlich, als auch die Bruchlast - in diesem Fall bezogen auf den Maximalwert der Konfiguration C. Die entsprechende Wertetabelle ergibt sich demnach wie in Tabelle 3.5 gezeigt.

Aus diesen Wertepaaren, die für x und y eingesetzt werden, wird mit Gleichung 3.1 ein lineares Gleichungssystem erstellt. Dabei repräsentiert Gleichung 3.2 den Punkt P_1 aus Tab. 3.5, Gleichung 3.3 den Punkt P_2 und so weiter. Einer der mittleren Punkte,

hier P_4 , wird ausgelassen, damit das System nicht überbestimmt ist. a_1 wird gleich 1 gesetzt:

$$0^2 + a_2 \cdot 1^2 + a_3 \cdot 0 \cdot 1 + a_4 \cdot 0 + a_5 \cdot 1 + a_6 = 0 \quad (3.2)$$

$$0,018^2 + a_2 \cdot 0,758^2 + a_3 \cdot 0,018 \cdot 0,758 + a_4 \cdot 0,018 + a_5 \cdot 0,758 + a_6 = 0 \quad (3.3)$$

$$0,036^2 + a_2 \cdot 0,637^2 + a_3 \cdot 0,036 \cdot 0,637 + a_4 \cdot 0,036 + a_5 \cdot 0,637 + a_6 = 0 \quad (3.4)$$

$$0,150^2 + a_2 \cdot 0,338^2 + a_3 \cdot 0,150 \cdot 0,338 + a_4 \cdot 0,150 + a_5 \cdot 0,338 + a_6 = 0 \quad (3.5)$$

$$1^2 + a_2 \cdot 0^2 + a_3 \cdot 1 \cdot 0 + a_4 \cdot 1 + a_5 \cdot 0 + a_6 = 0 \quad (3.6)$$

Durch Umformungen ergeben sich die Koeffizienten a_1 bis a_6 . Diese Lösung beschreibt die Kurve für Konfiguration C.

Die Kurve bezogen auf die maximale Bruchlast von 267,98 kN der Konfiguration A wird ebenfalls angegeben. Die Wertepaare ergeben sich direkt mit den aus Tab. 3.1 bekannten Zahlenwerten und sind hier nicht erneut aufgeführt.

3.4.3 Beschreibung der Kegelschnitte

Für die praktische Anwendung ist es sinnvoll, die Gleichungen nicht von Hand zu bestimmen, sondern sich die Möglichkeit einer computergestützten Berechnung zu Nutze zu machen. Hierzu wurde das OpenSource Programm *GeoGebra* [Hoh08] verwendet. Für die Konfiguration mit dem größten Einsatzpotenzial für praktische Anwendungen, Konfiguration C mit quasiisotropem Lagenaufbau, ist es gelungen, eine mathematische Beschreibung zu finden, deren Kurve exakt durch die Mittelwerte der Bohrungsergebnisse verläuft.

Die Kurve wurde über Eingabe der zwingenden Punkte in das Computerprogramm ermittelt (vgl. Eingabeoberfläche in Abb. 3.18), und lautet bezogen auf den Maximalwert dieser Konfiguration selbst:

$$0,38 x^2 + 3,66 xy - 0,21 y^2 - 0,02 x + 0,57 y = 0,36 \quad (3.7)$$

Der zugehörige Graph zu Gleichung 3.7 ist in der folgenden Abb. 3.19 zu sehen.

Die Punkte P_1 bis P_5 repräsentieren den ungeschädigten Fall und die Bohrungsgrößen 3, 6, 15 und 25 mm.

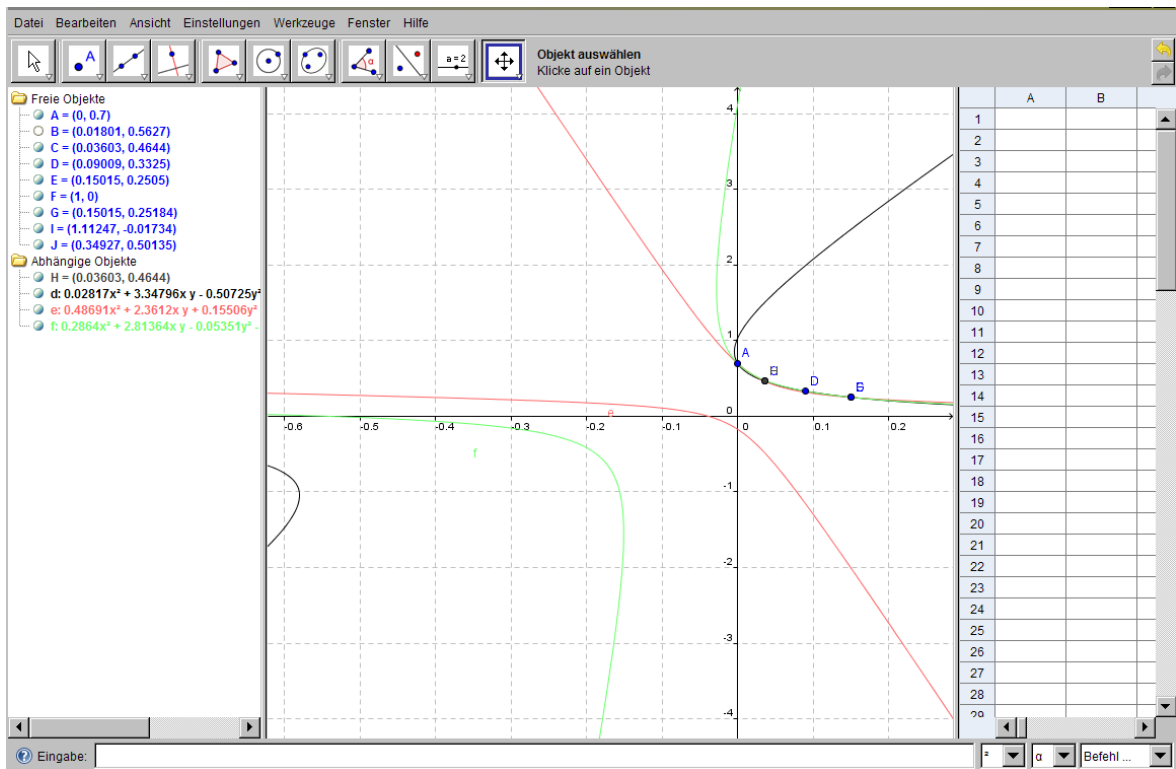


Abb. 3.18: Eingabeoberfläche zur Bestimmung von Kegelschnitten in *GeoGebra*, hier am Beispiel der Kurve zu Gleichung 3.8.

Bezogen auf den absoluten Maximalwert von 267,98 kN der Konfiguration A lautet die Gleichung für Konfiguration C

$$0,29 x^2 + 2,81 xy - 0,05 y^2 - 0,13 x + 0,26 y = 0,15. \quad (3.8)$$

Der Bereich zwischen (0|1) und (1|0) beschreibt die Versuchsergebnisse (vgl. Abb. 3.18). Auch für die beiden Konfigurationen A und B lassen sich Kurvendarstellungen zur näherungsweisen Beschreibung finden. Die Angaben sind jeweils auf den absoluten Maximalwert aus Konfiguration A bezogen.

Die Hyperbel für Konfiguration A ist in Abb. 3.20 dargestellt und lautet:

$$1,13 x^2 + 3,78 xy - 0,09 y^2 - 1,04 x + 0,18 y = 0,09 \quad (3.9)$$

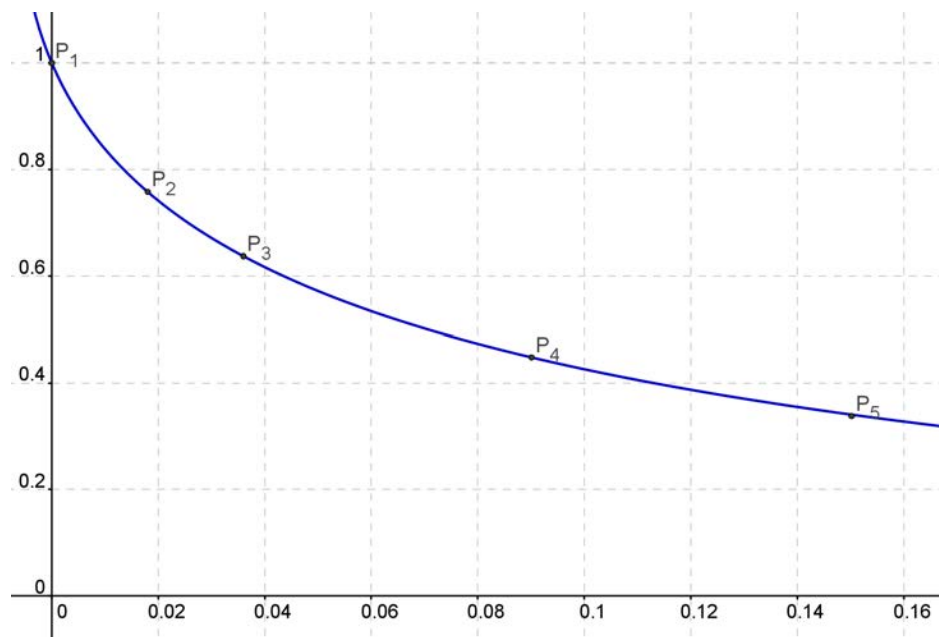


Abb. 3.19: Hyperbel zur Beschreibung des Zusammenhangs von Schadensgröße und Restdruckfestigkeit von Bauteilen am Beispiel der Konfiguration C. Die Punkte 1 bis 5 repräsentieren die untersuchten Bohrungsgrößen [Hoh08].

Für Schadensgrößen zwischen ca. 10 und 20 mm liegt die Kurve oberhalb der tatsächlichen Messergebnisse. Für eine bessere Näherung kann man die Kurve im Definitionsbereich von Punkt B ($x = 0,018$) bis E ($x = 0,15$) durch die Funktion

$$0,01 x^2 + 2,06 xy - 0,09 y^2 - 10,48 x + 0,03 y = 0,02 \quad (3.10)$$

ersetzen.

Konfiguration B lässt sich auf zwei Arten beschreiben. Sowohl die Hyperbel

$$0,20 x^2 + 2,84 xy - 0,17 y^2 - 0,03 x + 0,82 y = 0,23. \quad (3.11)$$

als auch die folgende Exponentialfunktion liefern eine gute Näherung für die Versuchsergebnisse, mit der in der Praxis sichere Interpolationen fehlender Schadensgrößen gemacht werden können. Wie in Abb. 3.21 zu sehen, schätzt die Exponentialfunktion die Ergebnisse konservativer ab.

$$f(x) = 0,1 e^{-2,89 x + 1,125} - 0,02. \quad (3.12)$$

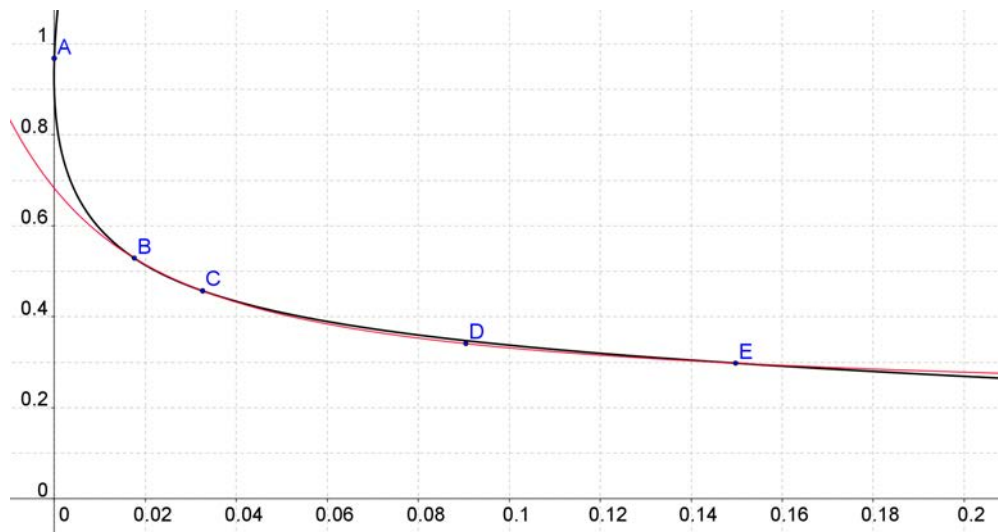


Abb. 3.20: Hyperbel der Ergebnisse von Konfiguration A mit Bohrungen. Die rote Kurve beschreibt den Bereich von Schäden zwischen 6 und 15 mm (C bis E) besser.

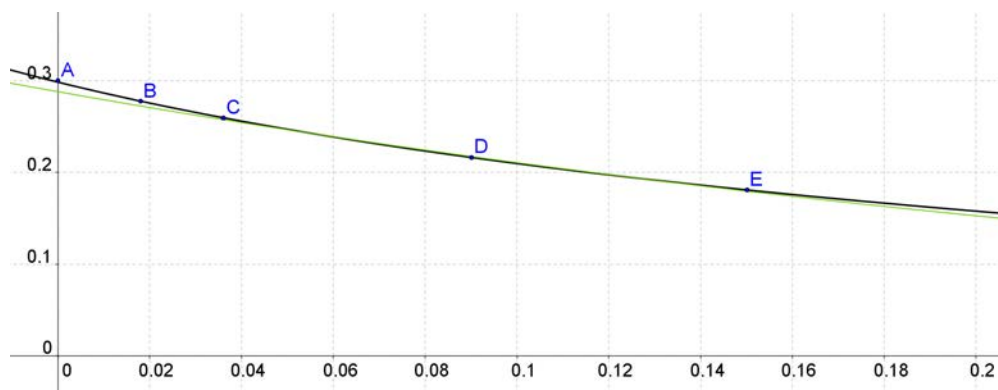


Abb. 3.21: Hyperbel (schwarz) zur Beschreibung der Ergebnisse von Konfiguration B. Im mittleren Bereich beschreibt Exponentialfunktion (grün) die Messwerte besser.

Aufgrund der in der Realität vorhandenen Streubreite der Ergebnisse verlaufen auch die Graphen, die nicht exakt die Durchschnittswerte der Messdaten beschreiben, innerhalb der Standardabweichung.

3.5 Schlussfolgerung für den praktischen Einsatz

Reale Schäden an Fahrzeugen werden im Fahrbetrieb in Form von Impacts auf die Struktur einwirken. Bohrungslöcher z. B. durch fehlerhafte Reparaturen sind selten.

Da die Resttragfähigkeit der realen Schädigungen, wie in diesem Versuchsprogramm bestätigt, immer oberhalb der Resttragfähigkeit der akademischen Schäden liegt, wird man einen Impactschaden nie als unkritisch unterschätzen, da man durch Betrachtung gleichwertiger Bohrungen immer den schlimmstmöglichen Fall abdeckt.

Besonders im Bereich kleiner Schädigungen, die für die praktische Anwendung von Bedeutung sind, liegen die Restdruckfestigkeiten nach Impact höher als bei akademischen Bohrungsschäden. Die „Bänder“, innerhalb derer alle Versuchsergebnisse liegen, überlappen sich nicht.

Alterungseinflüsse wirken sich teilweise auf das Schadensverhalten und die Restdruckfestigkeit der Rohrproben aus - allerdings nicht immer negativ. Im Vergleich zu den gravierenden Einflüssen bereits kleiner Schädigungen spielen die zusätzlichen Veränderungen der klimatischen Einflüsse eine untergeordnete Rolle. Für die Praxis ist interessant, dass sich ein Impact auf eine gefrorene Probe bezüglich des Einflusses auf die Bruchlast nicht von einem Impact auf normales Material unterscheidet. Auch mit einem Wachstum bereits vorhandener Schäden ist nicht zu rechnen. Wintereinsätze von Fahrzeugen bei extremen Frostbedingungen sind diesbezüglich unkritisch.

Bei feuchtigkeitsgesättigten Materialien ist ebenfalls nicht mit einem negativen Einfluss auf das Impactverhalten und die resultierende Performance zu rechnen.

Damit ist gezeigt, dass für die Einschätzung von realen Schäden Versuche mit einfach zu reproduzierenden, akademischen Schäden ausreichen. Aufgrund der geringen Streubreite der Ergebnisse und der sich nicht überlappenden Bereiche, in denen Bohrungen und Impacts in den Diagrammen zu liegen kommen, reichen einige wenige Versuche aus.

Die verschiedenen Kurvenbeispiele zeigen, wie mit wenigen definierten Punkten und somit wenigen Versuchen gute Beschreibungen für den Verlauf der Bruchlast in Abhängigkeit der Schadensgröße gefunden werden können.

Kapitel 4

Simulative Betrachtung

Die Simulation von Schädigungen und Lastfällen erlaubt es unter Umständen, die Anzahl praktischer Untersuchungen zu reduzieren. Das ist möglich, wenn ein verlässliches Modell zur Nachbildung und späteren Vorhersage der Realität besteht. Die entsprechende Herangehensweise, die zum Teil in einer im Rahmen der vorliegenden Forschungsarbeit durchgeführten Studienarbeit ausgearbeitet wurde [Sur10], wird in diesem Kapitel dargestellt. (Alle Diagramme dieses Kapitels sind der erwähnten Arbeit entnommen.)

In *PAM-Crash*, einem Simulationstool der *ESI-Group*, gibt es unterschiedliche Materialmodelle für die Berechnung der Eigenschaften von Metallen und Faserverbundwerkstoffen. Die Rohre aus dem Versuchsprogramm wurden mit diesem Computerprogramm wie die Druckprüfkörper auf ihre maximale Bruchlast untersucht. Die Modelle werden dabei wie die tatsächlichen Rohre aus mehreren Gewebelagen aufgebaut. Die Kalibrierung der Einzelschichten erfordert umfangreiche praktische Versuche, um die benötigten Kennwerte für das zu Grunde liegende Materialmodell zu ermitteln.

Die Erstellung von Materialmodellen ohne diese Kennwerte zur Kalibrierung erweist sich als langwierige empirische Arbeit ohne die Möglichkeit zur Übertragung auf unterschiedliche Faserorientierungen oder Materialeigenschaften. Eine Berechnung ohne vorhergehende praktische Versuche ist zum jetzigen Stand der Forschung nicht möglich. Das liegt sowohl am komplexen und noch nicht vollständig bekannten Schädigungsverhalten von CFK, als auch an der daraus resultierenden diffizilen Beschreibung in einem Computerprogramm.

4.1 Material- und Geometriemodell

Zur korrekten Parametereingabe der Materialdaten in das Simulationsmodell reichen die Angaben aus den Datenblättern der Hersteller des CFK-Prepregs nicht aus. Auch in der Literatur finden sich aufgrund der Vielzahl von Kombinationsmöglichkeiten meist nur Angaben über Standardkombinationen. Das für die Rohre verwendete Material wird aufgrund des recht niedrigen Flächengewichts eher selten gebraucht, daher finden sich dazu in den frei zugänglichen Materialdatenbanken keine ausreichend detaillierten Kenndaten. Je nach Verarbeitung der Materialien können die tatsächlichen Kennwerte zudem von den theoretischen Angaben abweichen.

4.1.1 Ermittlung der Materialkennwerte

Zu Beginn der Simulationen wurden Kalibrierungsversuche an dem für die Rohrproben verwendeten Material durchgeführt. Für die Kalibrierung des Materialmodells werden Kennwerte ermittelt, die das Zug-, Druck- und Schubverhalten des Materials charakterisieren. Diese Parameter lassen sich über teilweise umfangreiche Zwischenschritte aus den Spannungs-Dehnungs-Diagrammen der Kalibrierungsversuche bestimmen. Sie werden in die Anwenderoberfläche der Simulationssoftware eingegeben, um das Material so genau wie möglich zu beschreiben.

Entsprechende normierte Versuche für Zug und Schub wurden an jeweils sechs Prüfkörpern durchgeführt [DIN98, DIN97], die Kennwerte für Druck wurden mit gängigen Umrechnungsfaktoren aus den Zugkennwerten bestimmt. Alle Versuche wurden an Normzugproben der Größe von 250 mm bei 25 mm Breite durchgeführt, die einer aus $\pm 45^\circ$ -Gewebe hergestellten CFK-Platte entnommen wurden (Abb. 4.1). Da die für die Kalibrierungsversuche verwendeten Platten nicht denselben Faservolumengehalt aufwiesen wie die Rohre aus dem Versuchsprogramm, wurden die mechanischen Kennwerte für die Rohrsimulation entsprechend normiert [DIN92].¹

Um in den Zugproben eine Orientierung der Fasern in $0^\circ/90^\circ$ -Ausrichtung zu erhalten, wurden die Proben entsprechend Abb. 4.1 aus der $\pm 45^\circ$ -Platte ausgesägt. Die Proben

¹Die Abweichung der FVG voneinander betrug hier 17,7%. Laut Norm darf eine Normierung bis zu einer Abweichung von 20% erfolgen, wenn der FVG mehr als 20% beträgt.

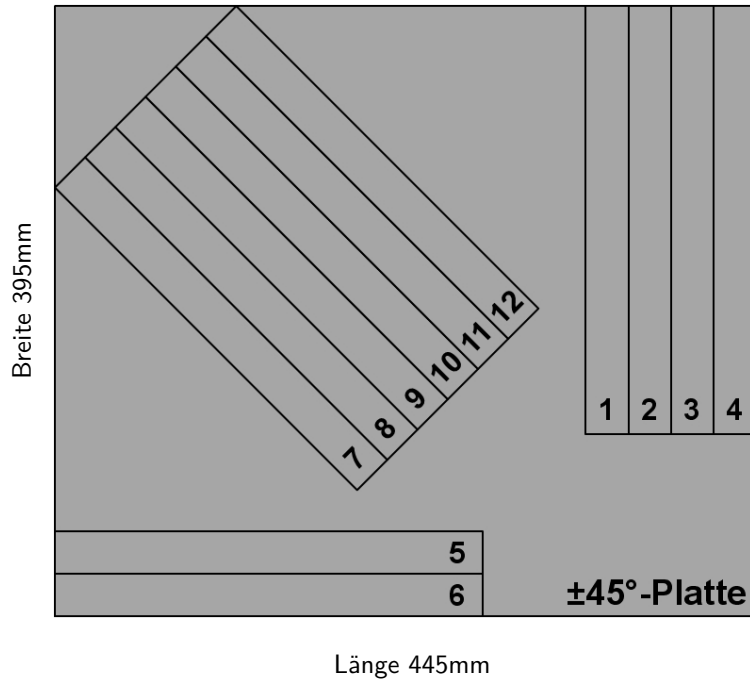


Abb. 4.1: Plan zur Entnahme der Probekörper aus der $\pm 45^\circ$ -Platte, Abmaße ca. 395 mm \times 445 mm. Proben #1 bis #6 für Schubversuche, Proben #7 bis #12 für Zugversuche.

für die Schubversuche werden mit einer Faserorientierung von $\pm 45^\circ$ entnommen. Unter Zugbelastung einer solchen Probe wird im Gewebe eine Schubbelastung induziert.

Aus diesen Zug- und Schubversuchen lassen sich die benötigten Parameter zur Kalibrierung des Simulationsmodells teils direkt ablesen, teils über einige Zwischenschritte berechnen. Alle erforderlichen Kennwerte mit ihrer Bezeichnung sind in Tab. 4.1 aufgelistet. Die Benennung erfolgt entsprechend der Softwarevorgabe. Die entsprechenden Schritte von den Zug- und Schubversuchen zu den Kennwerten finden sich in den Abb. 4.2 und 4.3.

Die Materialparameter E_1^{0t} , σ^{ft} und ϵ_i^{ft} lassen sich für den untersuchten Fall auch aus dem Datenblatt entnehmen. Die Herleitung wird im Folgenden jedoch der Vollständigkeit halber ebenso angegeben.

Die Dichte des verwendeten Gewebes (siehe Datenblatt in Anhang A) lautet nach Angabe des Herstellers:

$$\rho = 1,56 \cdot 10^{-6} \frac{\text{kg}}{\text{mm}^3} .$$

Parameter	Kurzbeschreibung
ρ	Materialdichte
E_1^{0t}	Zug-Elastizitätsmodul in Faserrichtung, ungeschädigt
σ^{ft}	Zug-Bruchspannung in Faserrichtung
ϵ_i^{ft}	Zug-Bruchdehnung in Faserrichtung, Beginn des Versagens
ϵ_u^{ft}	Zug-Bruchdehnung in Faserrichtung, endgültiges Versagen
d_u^{ft}	endgültiger Schaden bei Zugversagen
ν	Querkontraktionszahl
E_1^{0c}	Druck-Elastizitätsmodul in Faserrichtung, ungeschädigt
σ^{fc}	Druck-Bruchspannung in Faserrichtung
ϵ_i^{fc}	Druck-Bruchdehnung in Faserrichtung, Beginn des Versagens
ϵ_u^{fc}	Druck-Bruchdehnung in Faserrichtung, endgültiges Versagen
d_u^{fc}	endgültiger Schaden bei Druckversagen
γ	Korrekturparameter (Nichtlinearität bei Druckbelastung)
G_{12}^0	Schubmodul, ungeschädigt
Y_0	zur Beschreibung der linearisierten Y_{12} - d_{12} -Kurve
Y_C	zur Beschreibung der linearisierten Y_{12} - d_{12} -Kurve
Y_R	zur Beschreibung der Y_{12} - d_{12} -Kurve
R_0	Spannung, bei der die Plastifizierung beginnt
β	Multiplikator zur Beschreibung des Plastizitätsgesetzes
m	Exponent zur Beschreibung des Plastizitätsgesetzes

Tab. 4.1: Übersicht über alle für die Simulation benötigten Materialparameter. Die verwendeten Variablen entsprechen den Bezeichnungen der Software *PAM-Crash*.

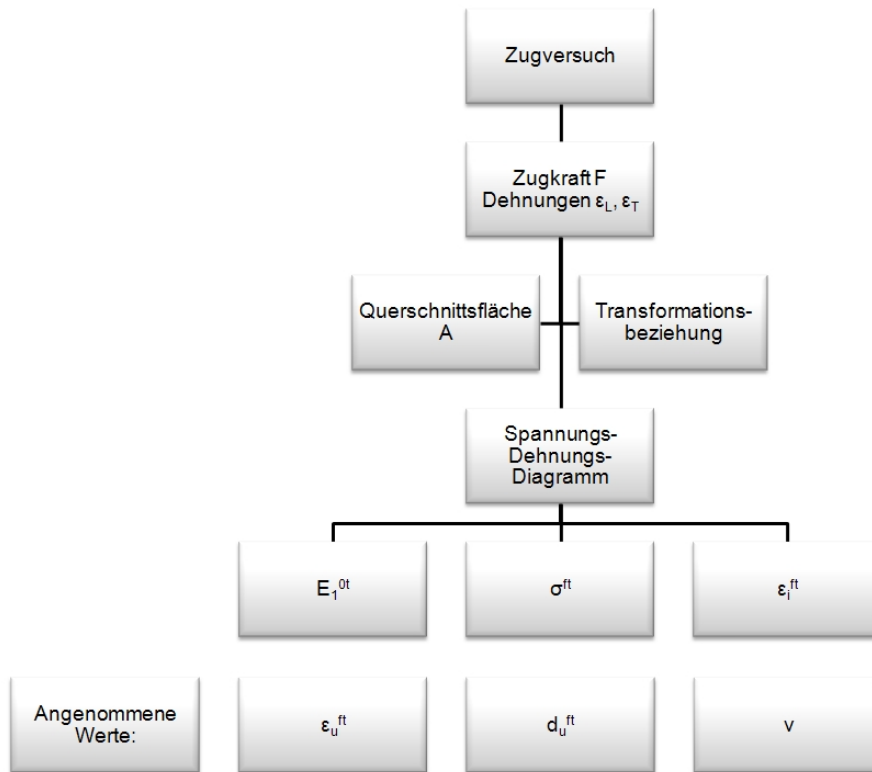


Abb. 4.2: Notwendige Schritte zur Bestimmung der Kennwerte des Zugversuchs [Sur10]. Die angenommenen Werte orientieren sich an Literaturangaben und Erfahrungswerten.

Zugversuch

Die benötigten Parameter lassen sich für Spannungs- und Dehnungsverhalten direkt aus den Zugversuchen ermitteln. Die Zugprüfung wird weggesteuert mit $2 \text{ mm}/\text{min}$ durchgeführt. Dabei werden Kraft, Weg und Dehnung erfasst.

In diesem Fall stimmen das Faserkoordinatensystem und das an der Probenlängsachse orientierte globale Koordinatensystem überein. Unter Zugbelastung gelten für Spannung σ und Dehnung ϵ jeweils die folgenden Beziehungen:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_L \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad \text{und} \quad \begin{pmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \epsilon_L \\ \epsilon_T \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (4.1)$$

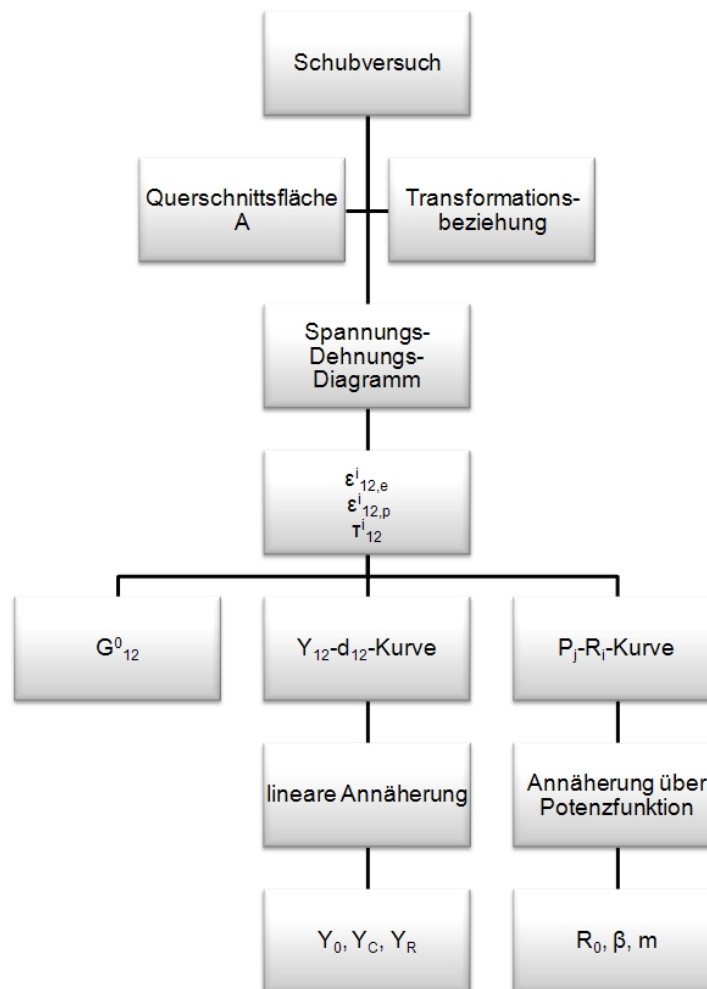


Abb. 4.3: Notwendige Schritte zur Bestimmung der Kennwerte des Schubversuchs [Sur10]. Der mittlere Zweig beschreibt die Kennwertbestimmung der Schadensevolution, der rechte die des Plastizitätsverhaltens.

Die Spannung in Längsrichtung lässt sich aus Zugkraft F und gemittelter Querschnittsfläche A berechnen:

$$\sigma_{11} = \sigma_L = \frac{F}{A} \quad (4.2)$$

Die Querschnittsfläche ergibt sich aus der Probengeometrie, siehe Abb. 4.4.

Im Spannungs-Dehnungs-Diagramm stellt sich die über der Längsdehnung $\epsilon_L = \epsilon_{11}$ aufgetragene Spannung für die durchgeführten Zugversuche dar, wie in Abb. 4.5 zu sehen ist. Die Dehnung wird über die für die Versuche aufgebrauchten DMS bestimmt.



Abb. 4.4: Schematische Darstellung der Zugproben für die durchgeführten Kalibrierungsversuche mit eingezeichneten Messpunkten (hellgrau dargestellt sind die Aufleimer). [Sur10]

Der Elastizitätsmodul des ungeschädigten Materials unter Zugbelastung in Faserrichtung E_1^{0t} entspricht der Steigung der Spannungs-Dehnungs-Geraden aus Abb. 4.5 und wird berechnet mithilfe der Gleichung

$$E_1^{0t} = \frac{\sigma_{11}}{\epsilon_{11}} . \quad (4.3)$$

Die Bruchspannung σ^{ft} und die Bruchdehnung ϵ^{ft} unter Zugbelastung können für die jeweiligen Versuche mit

$$\sigma_{11,max} = \sigma^{ft} \quad \text{und} \quad \epsilon_{11,max} = \epsilon_i^{ft} \quad (4.4)$$

direkt durch Ablesen aus dem jeweiligen Diagramm bestimmt werden. Der Index i (engl.: *initiation*) bezeichnet die Bruchdehnung zu Beginn des Versagens. Hier treten die ersten Faserbrüche auf.

Der errechnete Elastizitätsmodul ergibt sich für jede Zugprobe entsprechend, wie in Tab. 4.2 dargestellt.

Ein Vergleich mit den Angaben aus dem Datenblatt A.2 in Anhang A zeigt, dass der ermittelte durchschnittliche Elastizitätsmodul sehr gut mit dem angegebenen Wert von 60 GPa übereinstimmt. Die Bruchspannung und -dehnung weichen jedoch jeweils um etwa 30 % nach unten von den Literaturwerten ab (Tab. 4.2).

Die Abweichung der Angaben aus Versuch und Datenblatt erklärt sich über das Bruchbild der Versuchskörper. Durch den von der Klemmkraft der Einspannbacken verursachten mehrachsigen Spannungszustand im Randbereich versagt die Probe am Dicken sprung direkt am Aufleimer, der zur Krafteinleitung aufgebracht wurde. Das Material selber hätte in jedem Fall eine höhere Zugspannung ertragen können, als auf diese Weise gemessen werden konnte.

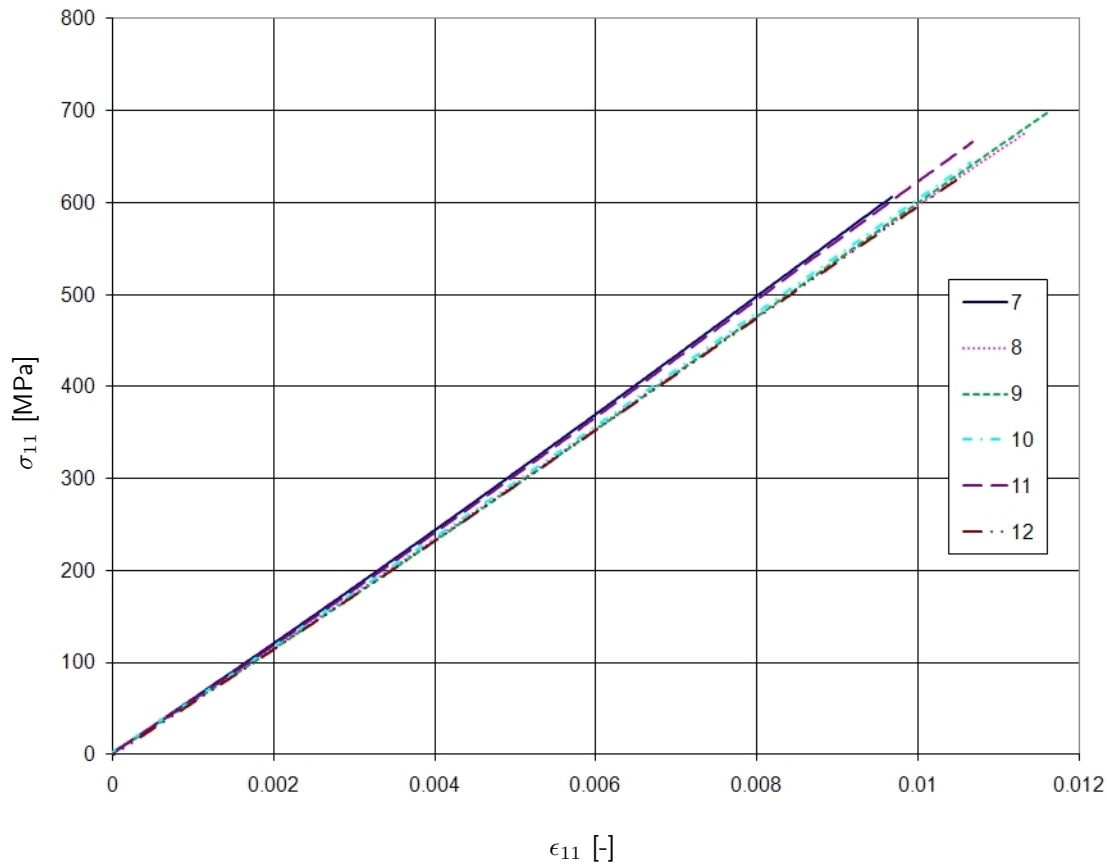


Abb. 4.5: Spannungs-/Dehnungsverhalten der Zugproben für die Ermittlung des Elastizitätsmoduls. Proben #7 bis #12.

Aus diesem Grund wird für die Bruchspannung und -dehnung der Wert aus dem technischen Datenblatt verwendet, der Mittelwert des E-Moduls wird aus den Versuchsdaten übernommen:

$$E_1^{0t} = 60,4 \text{ GPa}$$

$$\sigma^{ft} = 950 \text{ MPa}$$

$$\epsilon^{ft} = 1,6 \text{ \%} .$$

Das Simulationsprogramm unterscheidet zwischen Versagenseintritt und endgültigem Versagen, Index u (engl.: *ultimate*). Das macht die Eingabe eines zweiten Bruchspannungswertes ϵ_u^{ft} notwendig. ϵ_u^{ft} charakterisiert die Dehnung, die beim Bruch der letzten Faser herrscht. Da mit dem Bruch jeder einzelnen Faser bei ϵ_i^{ft} die verbleibenden Filamente umso stärker belastet werden, tritt das für Faserverbundwerkstoffe typische,

Versuch	E_1^{0t} [GPa]	σ^{ft} [MPa]	ϵ^{ft} [%]
7	62,19	607,60	0,97
8	59,53	675,45	1,13
9	59,73	699,61	1,16
10	60,06	643,93	1,06
11	61,80	665,57	1,07
12	59,27	628,92	1,05
Mittelwert	60,4	653,5	1,07
Datenblatt	60,0	950,0	1,60
Abweichung	0,667	-31,2	-33,1

Tab. 4.2: Materialparameter aus den Zugversuchen der Proben #7 bis #12 und Durchschnittswerte im Vergleich mit Herstellerangaben. Aufgrund des frühen Bruchs der Proben an der Krafteinleitung weichen die Versuchswerte nach unten ab.

schlagartige Versagen ein. Für die Eingabe im Simulationsprogramm wird deshalb nach [Pic08] für ϵ_u^{ft} ein nur geringfügig größerer Wert als für ϵ_i^{ft} gewählt:

$$\epsilon_u^{ft} = 1,61\%$$

Zusätzlich wird die Art des Schadens angegeben. Bei den Zugversuchen tritt vollständiges Versagen ein. Dies wird über den Wert $d_u^{ft} = 1$ definiert.

Die Querkontraktions- oder Poissonzahl beschreibt das Verhältnis von Quer- zu Längsdehnung. Sie wird in der Lagenebene wie folgt definiert:

$$\nu = -\frac{\epsilon_T}{\epsilon_L} \quad (4.5)$$

In der Simulation wird das Gewebe durch jeweils zwei UD-Lagen idealisiert. Da sich die Querkontraktionszahlen von Gewebe und unidirektionalem Gelege für gewöhnlich unterscheiden [SPP04], lässt sich die benötigte Querkontraktionszahl ν aus den Versuchen in diesem Fall nicht ermitteln. Für die Simulation wird ν deshalb mit

$$\nu = 0,33$$

angenommen, was üblicherweise einer realistischen Schätzung entspricht [Pic08, Sur10]. In [Dre06] wird ein Wert von $\nu = 0,3$ angegeben. Die Auswirkungen dieser Abweichung

auf die Ergebnisse der Simulation sind gering. Die folgende Tab. 4.3 fasst die Parameter auf Basis der Zugeigenschaften zusammen, die für die Simulation übernommen werden:

Parameter	Zahlenwert	Einheit
E_1^{0t}	60,4	<i>GPa</i>
σ^{ft}	950	<i>MPa</i>
ϵ_i^{ft}	1,6	%
ϵ_u^{ft}	1,61	%
d_u^{ft}	1	—
ν	0,33	—

Tab. 4.3: Benötigte Materialparameter für das Simulationsprogramm, ermittelt auf Basis der Zugeigenschaften.

Druckversuch

Die Druckparameter wurden für diese Untersuchung aus den Zugkennwerten abgeleitet. Die Spannungs-Dehnungs-Kurve des Druckversuchs für Faserverbundwerkstoffe weicht bei steigender Belastung, im Gegensatz zum Zugversuch, zunehmend von ihrer Anfangssteigung ab, wie in Abb. 4.6 zu erkennen.

Ein Grund für dieses nichtlineare Verhalten liegt in Mikroknicen und Faserondulationen, die durch den Druck erzeugt werden. Nach [Pic08] kann dies über den Korrekturparameter $\gamma = 0,17$ berücksichtigt werden.

Der Elastizitätsmodul in Faserrichtung bei Druck zu Beginn der Belastung E_1^{0c} liegt in der Größenordnung des entsprechenden Wertes bei Zug E_1^{0t} . Aus [Pic08] geht hervor, dass E_1^{0c} ca. 2,2% größer als E_1^{0t} angesetzt werden kann:

$$E_1^{0c} = 61,7 \text{ GPa} \quad (= 1,022 \cdot E_1^{0t}) .$$

Für eine Abschätzung der Bruchspannung σ^{fc} und der Bruchdehnung ϵ_i^{fc} können ca. 70% der entsprechenden Werte des Zugversuchs gewählt werden [Sur10].

$$\sigma^{fc} = 665 \text{ MPa} \quad (= 0,7 \cdot \sigma^{ft})$$

$$\epsilon_i^{fc} = 1,12 \% \quad (= 0,7 \cdot \epsilon_i^{ft}) .$$

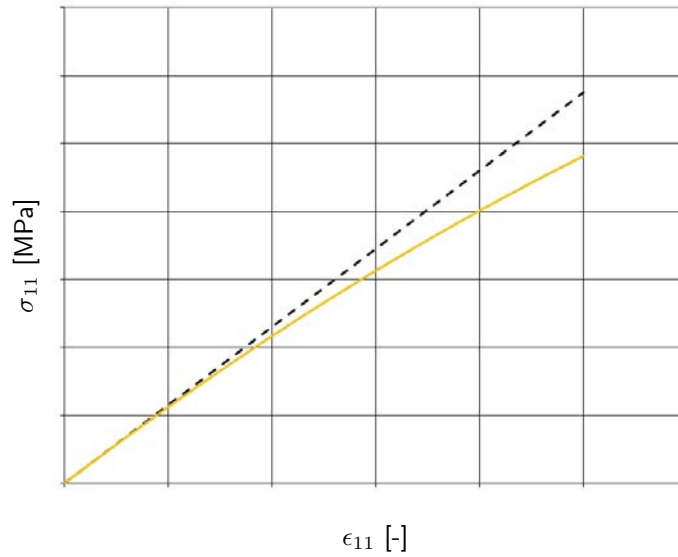


Abb. 4.6: Qualitative Darstellung einer Spannungs-Dehnungs-Kurve für den Lastfall Druck. Unter Belastung wird die gelb dargestellte Druckkurve zunehmend nichtlinear, im Vergleich zur schwarz gestrichelten Anfangssteigung.

Diese Reduktion um 30 % ist konservativ gewählt. So werden für die Festigkeitsberechnung die Versagensparameter folglich unterschätzt. Es ergeben sich Festigkeitsreserven. In Tab. 4.4 werden die aus diesem Kapitel hervorgehenden Materialkennwerte zusammengefasst. Die Werte für ϵ_u^{fc} und d_u^{fc} ergeben sich analog zu den entsprechenden Werten des Zugversuchs im vorigen Abschnitt 4.1.1.

Parameter	Zahlenwert	Einheit
E_1^{0c}	61,7	<i>GPa</i>
σ^{fc}	665	<i>MPa</i>
ϵ_i^{fc}	1,12	%
ϵ_u^{fc}	1,13	%
d_u^{fc}	1	—
γ	0,17	—

Tab. 4.4: Übersicht über die angenommenen Parameter zur Beschreibung der Druckeigenschaften des Materials.

Für eine bessere Übereinstimmung mit der Realität ist es empfehlenswert, die Druckkennwerte tatsächlich über Normversuche zu ermitteln. Aus Gründen des zeitlichen

Umfangs und da diese Werte für eine brauchbare Abschätzung auch angenommen werden können, wurde in diesem Fall auf die Durchführung praktischer Versuche verzichtet.

Schubversuch

Die Ermittlung der Schubkennwerte ist umfangreich und erfolgt über mehrere Zwischenschritte. Die Messwerte aus den Versuchen müssen aufbereitet werden, bevor die Berechnung der tatsächlichen Materialparameter erfolgen kann. Teilweise sind Iterationsschritte notwendig.

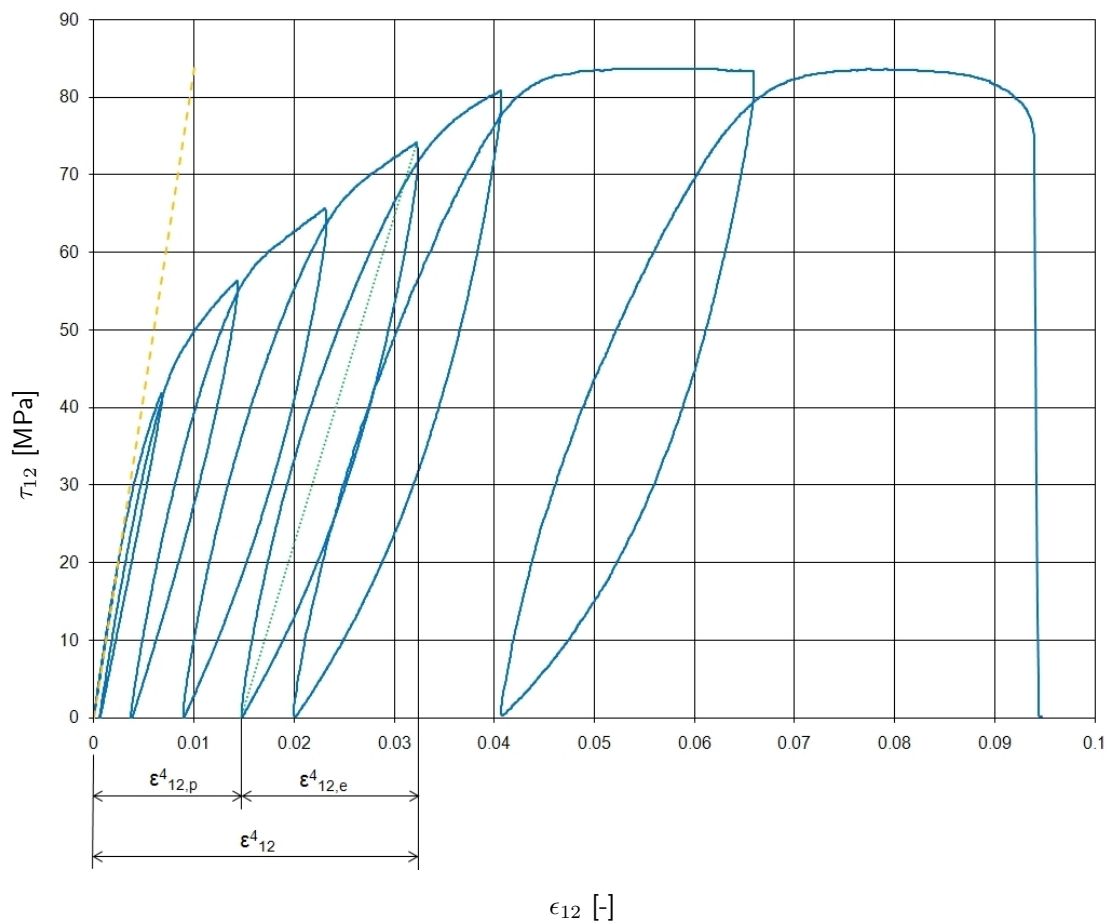


Abb. 4.7: Spannungs-/Dehnungsverhalten der Schubproben exemplarisch an Probe #6 - bereits durch Extrapolation vervollständigt. Degradation des Schubmoduls mit jedem Belastungszyklus (im 4. Zyklus sind elastischer/plastischer Verformungsanteil markiert).

Für die Durchführung der Schubversuche wurden die $\pm 45^\circ$ -Proben von ebenfalls 250 mm Länge und 25 mm Breite weggesteuert mit $2 \text{ mm}/\text{min}$ auf Zug belastet, bis die Probe sich

deutlich plastisch verformt. Wie bereits beschrieben, induziert dies eine Schubbelastung in der Probe. Dann wird die Belastung kontrolliert reduziert, bis keine Kraft mehr auf die Probe einwirkt. Anschließend wird die Zugbelastung erneut aufgebaut. Durch die bereits vorhandene Verformung verläuft die nächste Schleife der Spannungs-Dehnungskurve jetzt flacher. Dieses Phänomen wird mit jedem Belastungszyklus deutlicher, wie in Abb. 4.7 am Beispiel von Probe #6 gut zu erkennen. Der Kurvenverlauf bei den anderen Proben ist ähnlich (siehe [Sur10]).

Die Spannungs- und Dehnungsbeziehungen im Faser-Koordinaten-System lauten:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \sigma_L/2 \end{pmatrix} \quad \text{und} \quad \begin{pmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \epsilon_L - \epsilon_T \end{pmatrix}. \quad (4.6)$$

Dabei entspricht der Schubwinkel γ_{12} der doppelten Schubdehnung ϵ_{12} :

$$\gamma_{12} = 2\epsilon_{12}. \quad (4.7)$$

Die Schubspannung τ_{12} berechnet sich wie üblich aus der Zugkraft F und der Querschnittsfläche A :

$$\tau_{12} = \frac{\sigma_L}{2} = \frac{F}{2 \cdot A} \quad (4.8)$$

Durch die starke Verformung der Proben haben sich die aufgeklebten DMS schon vor dem Versagen der Probe abgelöst. Sie lieferten deshalb bereits vor dem Bruchversagen keine Daten mehr über die vorhandenen Dehnungen. Abb. 4.8 zeigt dies beispielhaft für Versuch #4. Die Spannungs-Dehnungskurve wird dort mit der entsprechenden Kraft-Weg-Kurve verglichen, deren Werte direkt von der Prüfmaschine aufgezeichnet wurden. Im Spannungs-Dehnungs-Diagramm endet die Kurve schon nach dem zweiten Lastzyklus, obwohl vier Zyklen durchgeführt wurden. Die Berücksichtigung aller Lastzyklen erhöht für die spätere Berechnung die Genauigkeit der zu ermittelnden Materialparameter. Aufgrund der linearen Abhängigkeit der Schubdehnung ϵ_{12} vom zurückgelegten Weg Δl lässt sich die Dehnung ϵ_{12} nach Ablösen des DMS aus dem zurückgelegten Weg Δl extrapolieren. Mit Gleichung 4.8 wird die Schubspannung τ_{12} aus der gemessenen Kraft F bestimmt. Mit diesem Vorgehen kann die unvollständige τ_{12} - ϵ_{12} -Kurve bis zum Versagen ergänzt werden, wie in Abb. 4.7 geschehen.

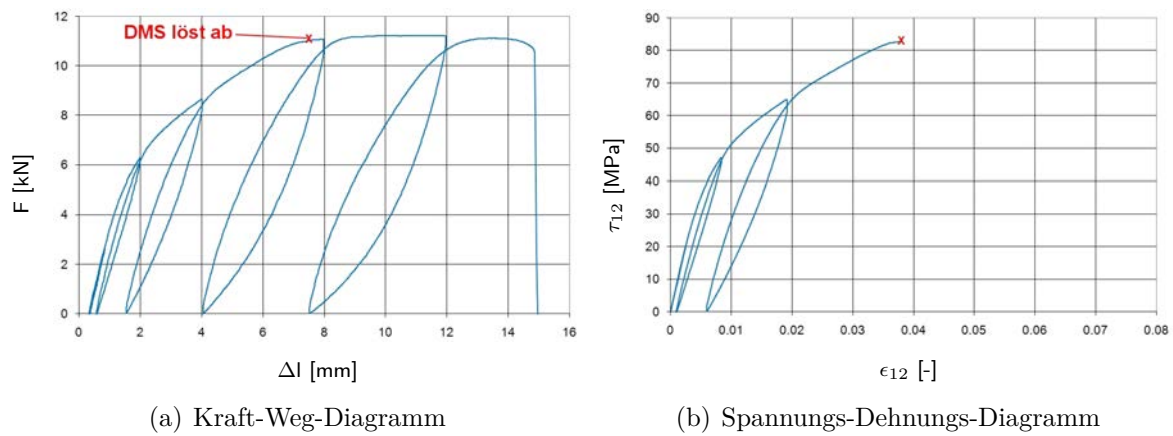


Abb. 4.8: Visualisierung der Ablösung des Dehnungsmessstreifens bei Schubprobe #4. Die DMS-Aufzeichnung und die Kraft-Weg-Daten der Prüfmaschine sind gegenübergestellt.

Die Berechnung der Materialparameter lässt sich unterteilen in die linear-elastische Beschreibung des Materialverhaltens über den Schubmodul G_{12}^0 , die Beschreibung der Schadensevolution über die Degradation des Schubmoduls mittels der Y_{12} - d_{12} -Kurve und die Beschreibung des Verformungsverhaltens über ein Plastizitätsgesetz, welches die Variablen R_0 , β und m verwendet.

Für den Schubmodul G_{12}^0 gilt:

$$G_{12}^0 = \frac{\tau_{12}}{\tan \gamma_{12}} \approx \frac{\tau_{12}}{\gamma_{12}} = \frac{\tau_{12}}{2\epsilon_{12}} \quad (4.9)$$

Da bei allen Schubversuchen $\gamma_{12} \leq 0,1$ ist, kann in erster Näherung $\tan \gamma \approx \gamma$ gesetzt werden. Die Berechnung erfolgt mittels zweier Wertepaare $(\tau_{12}, \epsilon_{12})$ aus der Anfangssteigung der Kurve (Abb. 4.7):

$$G_{12}^0 = \frac{10,264 \text{ MPa} - 4,785 \text{ MPa}}{2 \cdot (0,001153 - 0,0005)} = 4,19 \text{ GPa}$$

In Abb. 4.7 wird dieser Wert durch die gestrichelte Linie dargestellt. In diesem Bereich erkennt man bei ca. 20 MPa den Übergang vom elastischen zum plastischen Verformungsverhalten des Materials.

Zur Beschreibung der Schadensevolution im Material wird die sog. Y_{12} - d_{12} -Kurve aus dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm hergeleitet. (Das Vorgehen ist an [PF06] angelehnt.)

Wird das Material über die elastische Verformungsgrenze hinaus gedehnt, kommt es zu ersten irreversiblen Schäden. Auch bei Entlastung bleibt die plastische Dehnung $\epsilon_{12,p}^i$ zurück. Der Index i charakterisiert hierbei den Lastzyklus. Die Gesamtdehnung ϵ_{12}^i setzt sich demnach aus einem elastischen und einem plastischen Anteil zusammen:

$$\epsilon_{12}^i = \epsilon_{12,e}^i + \epsilon_{12,p}^i . \quad (4.10)$$

Bei jeder erneuten Belastung ist ein Steifigkeitsabfall erkennbar. Dieser charakterisiert sich durch eine Verringerung des Schubmoduls. In Abb. 4.7 wird dies für den vierten Lastzyklus durch die gepunktete grüne Linie visualisiert, welche flacher als die Anfangssteigung (gestrichelte gelbe Linie) verläuft. Durch zyklische Wiederholung der Be- und Entlastung lässt sich so die Degradation des Schubmoduls darstellen. Die geringe Änderung der Querschnittsfläche bei der Berechnung der Spannung wurde dabei vernachlässigt.

Die für die Berechnung der Materialparameter benötigten Zahlenwerte für den plastischen und elastischen Dehnungsanteil für jeden Lastzyklus sowie der Schubspannungswert τ_{12}^i für die jeweilige Gesamtdehnung ϵ_{12}^i lassen sich aus der Spannungs-Dehnungs-Kurve bzw. den Messwerten entnehmen.

Der Grad der Schädigung d_{12} durch die Schubbeanspruchung ist folgendermaßen definiert:

$$d_{12}^i = 1 - \frac{G_{12}^i}{G_{12}^0} . \quad (4.11)$$

Die Berechnung von G_{12}^i erfolgt entsprechend Gleichung 4.9, wobei hier lediglich der elastische Anteil der Dehnung $\epsilon_{12,e}^i$ für die einzelnen Abschnitte i anstelle der Gesamtdehnung ϵ_{12} verwendet wird.

Im Simulationsprogramm wird für das gewählte Materialmodell zur Beschreibung des Schadensfortschritts das Ladevèze-Modell [LD92] verwendet. Es basiert auf der konjugierten Schubkraft Y_{12}^i , die die Änderung der gespeicherten elastischen Energie über dem Schaden d_{12} beschreibt:

$$Y_{12}^i = \sqrt{\frac{1}{2} G_{12}^0 (2 \epsilon_{12,e}^i)^2} . \quad (4.12)$$

Konjugierte Kräfte sind „treibende Kräfte“, die maßgeblich für die Schadensevolution sind [Pic08, PF06]. Mit der elastischen Dehnung für jeden Zyklus können die Y_{12}^i -Werte

berechnet und über d_{12}^i aufgetragen werden. Tab. 4.5 zeigt die für die Berechnung benötigten Zahlenwerte und die daraus ermittelten Schubparameter exemplarisch am Beispiel von Probe #6.

Zyklus	$\epsilon_{12,p}^i$ [%]	$\epsilon_{12,e}^i$ [%]	ϵ_{12}^i [%]	τ_{12}^i [MPa]	G_{12}^i [GPa]	d_{12}^i [-]	Y_{12}^i [$\sqrt{\text{GPa}}$]
0	0,0000	0,1153	0,1153	10,26	4,1924	0,0000	0,0033
1	0,0624	0,6149	0,6772	41,75	3,3951	0,1902	0,0178
2	0,3813	1,0518	1,4331	56,34	2,6781	0,3612	0,0305
3	0,9015	1,4075	2,3090	65,67	2,3330	0,4435	0,0408
4	1,4700	1,7575	3,2275	74,09	2,1077	0,4973	0,0509
5	2,0100	2,0528	4,0628	80,80	1,9681	0,5306	0,0594
6	4,1790	2,2800	6,4590	83,35	1,8279	0,5640	0,0660

Tab. 4.5: Zusammenfassung der für die Berechnung der Schub-Parameter benötigten Zahlenwerte und die daraus ermittelten Zahlenwerte für Schubmodul G_{12}^i , Schadenswert d_{12}^i und Y_{12}^i .

Zur Beschreibung des Schadensfortschritts wird die sogenannte Y_{12} - d_{12} -Kurve verwendet. Es gibt verschiedene Möglichkeiten, um sie der Simulations-Software zur Verfügung zu stellen.

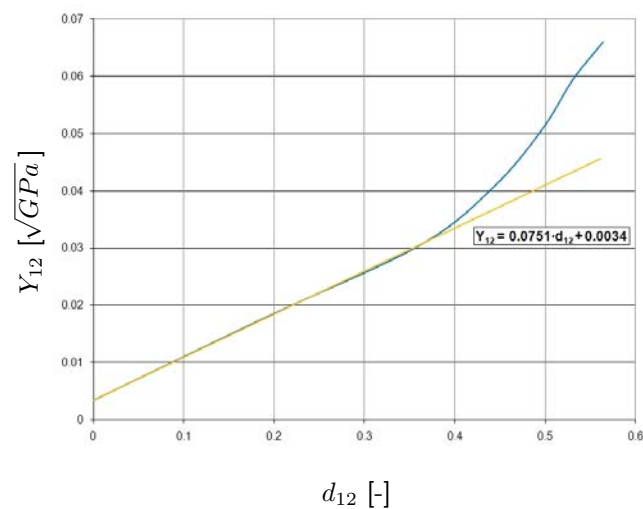


Abb. 4.9: Y_{12} - d_{12} -Kurve für den Schubversuch #6 (blau) und die dazugehörige lineare Näherung (gelb)

Dies kann beispielsweise über eine lineare Näherung [LD92] geschehen, wie in Abb. 4.9 dargestellt, oder über die Eingabe von Wertepaaren direkt als Kurve.

Die lineare Annäherung wird durch eine Gerade der Form

$$Y_{12}(d_{12}) = Y_C \cdot d_{12} + Y_0 \quad (4.13)$$

beschrieben. Darüber hinaus wird der Wert Y_R benötigt, der das endgültige Versagen definiert. Man erhält ihn, indem man den maximalen Schadenswert $d_{12,max}$ in Gl. 4.13 einsetzt. Dieser beträgt nach Tab. 4.5 $d_{12,max} = 0,564$.

Für den Schubversuch #6 ergeben sich für die lineare Annäherung somit die folgenden Werte:

$$Y_0 = 0,0034 \sqrt{\text{GPa}}$$

$$Y_C = 0,0751 \sqrt{\text{GPa}}$$

$$Y_R = 0,0458 \sqrt{\text{GPa}}$$

Abb. 4.9 verdeutlicht, dass die lineare Annäherung besonders die letzte Phase der Schadensevolution nicht realitätsgetreu abbildet. In Abschnitt 4.1.2 werden die Simulationsergebnisse für die lineare Annäherung und die exakte Vorgabe der Y_{12} - d_{12} -Kurve mit dem realen Schubversuch verglichen. Eine Beschreibung der Kurve durch eine Potenzfunktion [JP00] liefert genauere Ergebnisse als eine lineare Annäherung. Als noch besser erweist sich die hier durchgeführte exakte Vorgabe durch die Eingabe von Wertepaaren.

Aus dem zyklischen Belastungstest und der dazugehörigen Spannungs-Dehnungs-Kurve lässt sich neben dem Schubmodul und dem Schadensfortschritt auch das Plastizitätsverhalten entnehmen. Die inelastische Deformation wird durch ein Plastizitätsgesetz definiert, dessen Parameter sich aus der Entwicklung der zurückbleibenden plastischen Dehnung $\epsilon_{12,p}^i$ nach jedem einzelnen Lastzyklus ableiten. Zur Berechnung dieser Plastizitätsparameter werden die effektive Spannung R_i sowie die effektive Dehnung P_j benötigt.

Die Zwischenfaserbrüche und Mikrorisse verringern die effektive Querschnittsfläche, wodurch die tatsächlich ertragene Spannung größer wird, während die Dehnung abnimmt. Die Berechnung erfolgt nach [Pic08]:

$$p_i = \int_{\epsilon_{12,p}^{i-1}}^{\epsilon_{12,p}^i} 2(1 - d_{12}^i) d\epsilon_{12,p} \quad (4.14)$$

$$P_j = \sum_{i=1}^{i=j} p_i \quad (4.15)$$

$$R_i = \frac{\tau_{12}^i}{1 - d_{12}^i} - R_0 \quad (4.16)$$

mit $1 \leq i, j \leq \text{Anzahl der Lastzyklen}$.

Der Wert R_0 gibt die „Fließgrenze“ an. Ab dieser Schubspannung erfährt das Material eine plastische Verformung. In Folge dessen weicht die Spannungs-Dehnungskurve von der linearen Anfangssteigung ab:

$$R_0 = 20 \text{ MPa} .$$

In Übereinstimmung mit Gl. 4.14 können die Werte für p_i als Flächeninhalte der Rechtecke in einem $(1 - d_{12})$ - $(2 \cdot \epsilon_{12,p})$ -Diagramm, entsprechend Abb. 4.10 aufgefasst werden.

Die Aufsummierung nach Gl. 4.15 ergibt den jeweiligen P_j -Wert. Die einzelnen Werte für R_i werden berechnet und über dem entsprechenden P_j -Wert aufgetragen (Abb. 4.11).

Durch Parametervariation wird eine Potenzfunktion der Form

$$R(P_j) = \beta P_j^m \quad (4.17)$$

bestimmt, die den Verlauf der P_j - R_i -Wertepaare gut abbildet. Diese Funktion stellt die Grundlage für die Simulation des Plastizitätsverhaltens dar.

Die zur Beschreibung in *PAM-Crash* nötigen Parameter lauten:

$$R_0 = 20 \text{ MPa}$$

$$\beta = 0,9 \text{ GPa}$$

$$m = 0,487$$

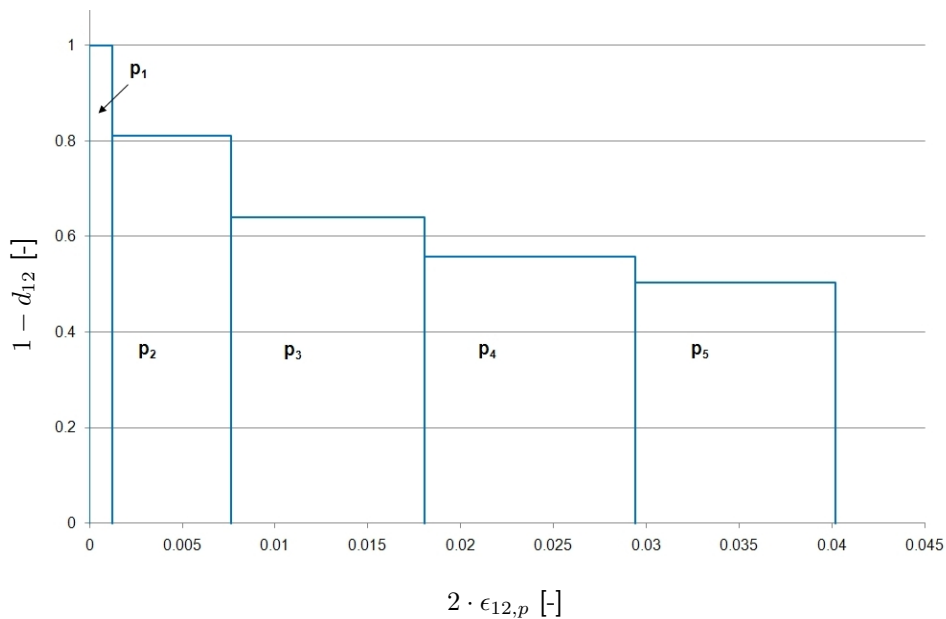


Abb. 4.10: Diagramm zur Bestimmung von p_i

In Tab. 4.6 werden die Mittelwerte der in diesem Kapitel berechneten Materialkennwerte zusammengefasst.

Die exakte Beschreibung der Y_{12} - d_{12} -Kurve erfolgt über die Eingabe der (Y_{12}, d_{12}) -Wertepaare im Simulationsprogramm. Diese wurden dabei iterativ so angepasst, dass sowohl der Mittelwert der maximalen Spannung als auch der Mittelwert der maximalen Dehnung aus allen durchgeführten Schubversuchen erfasst wird. (Eine detaillierte Erläuterung sowie Zahlenwerte für die Herleitungen finden sich bei [Sur10].)

4.1.2 Kalibrierung und Verifikation der Simulation

PAM-Crash bietet eine Reihe unterschiedlicher Materialmodelle für die Berechnung von Metallen und Faserverbundwerkstoffen. Die entsprechenden Modelle erfordern die Eingabe der materialspezifischen Kenndaten der Kalibrierungsversuche. Das definierte Materialmodell eines Gewebes ist derzeit nur für kleine Schubverformungen geeignet, da die Faserwinkel auch unter Verformung konstant bei 90° gehalten werden.

Statt eines Gewebes wird für die Simulation jede Lage durch zwei UD-Schichten halber Dicke (ply model: $ITYP=1$) idealisiert. Hier ist der Winkel zwischen den beiden

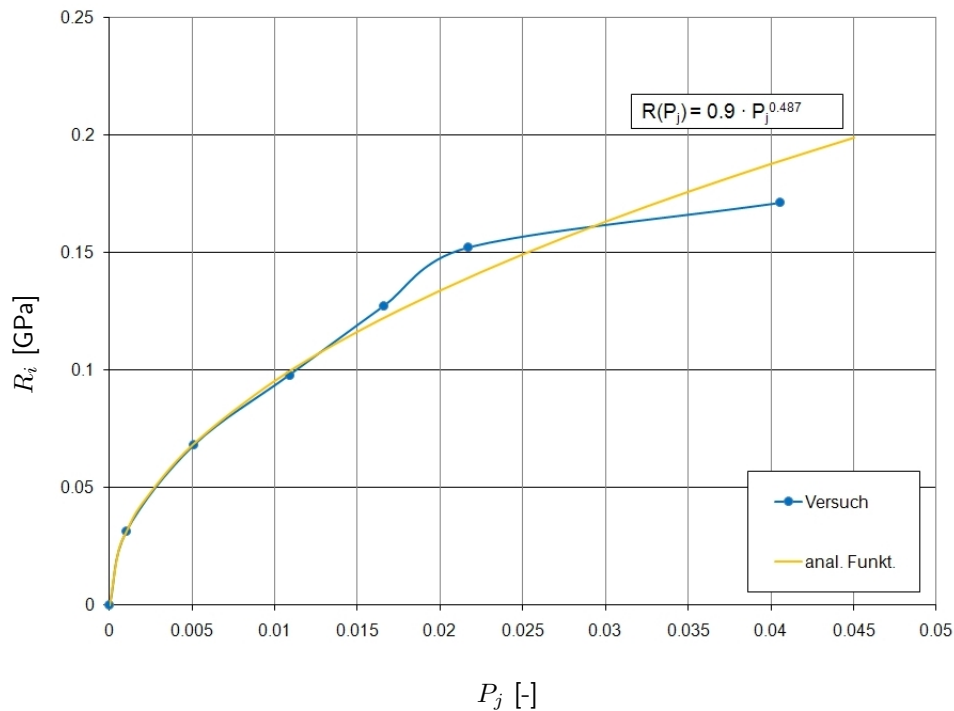


Abb. 4.11: R_i - P_j -Kurve mit analytischer Näherungsfunktion

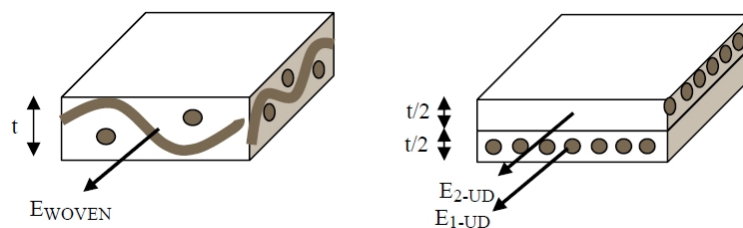


Abb. 4.12: Idealisierung der Gewebelage für die Simulation [Pic08]. Große Schubwinkel können so realistisch dargestellt werden.

Orientierungen variabel bei Verformung und das Ergebnis liegt trotz der nicht berücksichtigten Ondulationen in den Schichten näher an der Realität, wenn die folgenden Punkte berücksichtigt werden:

- Statt einer Gewebelage der Dicke t werden zwei aufeinander liegende, um 90° verdrehte UD-Schichten der halben Dicke $t/2$ verwendet.
- Der Elastizitätsmodul E_1^0 für Zug und Druck in Faserrichtung wird verdoppelt.
- Quer zur Faserrichtung wird ein sehr niedriger E-Modul $E_2^0 = 1 \text{ GPa}$ eingestellt, um Interaktionseffekte zu minimieren.

Parameter	Zahlenwert	Einheit
G_{12}^0	4,3	GPa
Y_0	0,0034	\sqrt{GPa}
Y_C	0,0781	\sqrt{GPa}
Y_R	0,0475	\sqrt{GPa}
R_0	20	MPa
β	0,9	GPa
m	0,487	—

Tab. 4.6: Benötigte Materialparameter für das Simulationsprogramm, ermittelt aus den Schubversuchen.

- Der Schubmodul G_{12}^0 und die Schubversagensparameter sowie das Plastizitätsverhalten werden unverändert für jede der Lagen verwendet.

Die aus den Versuchen gewonnenen Materialparameter (Kap. 4.1.1) werden durch eine Simulation der grundlegenden Lastfälle Zug- und Schubbelastung an einem einzelnen quadratischen Shell-Element [Pic08] verifiziert. Die Seitenlänge des Elements beträgt 10 mm. Abb. 4.13 verdeutlicht Belastung und Lagerung.

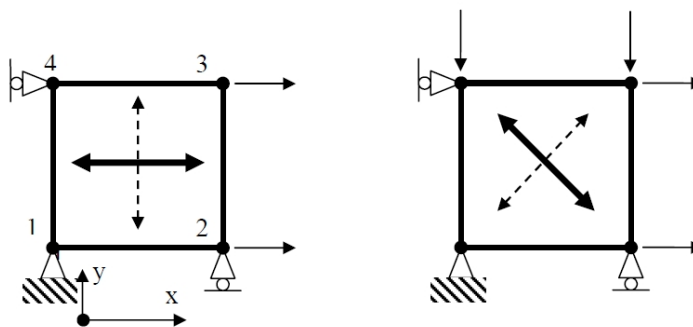


Abb. 4.13: Lagerung und Belastung für die Lastfälle Zug (links) und Schub (rechts) [Pic08]

Für die Zugbelastung liegen die Fasern im Element parallel zur x-Achse. Die Knoten 2 und 3 werden mit einer konstanten Geschwindigkeit von $0,1 \text{ mm/ms}$ in positiver x-Richtung beaufschlagt. Der einfache Aufbau mit dem in der y-Richtung verschieblichen

Lager im Knoten 4 stellt sicher, dass das Element ausschließlich Zugbelastungen mit unbehinderter Querkontraktion ausgesetzt ist.

Im Schublastfall sind die Fasern unter 45° -Winkel zur x-Achse ausgerichtet. Die Knoten 3 und 4 werden zusätzlich mit $-0,1 \text{ mm/ms}$ in negativer y-Richtung belastet.

Simulation des Zugversuchs

Für die Simulation des Zugversuchs werden die in Abschnitt 4.1.1 ermittelten Materialkennwerte in das Simulationsprogramm eingegeben.

Nach der Definition einer einzelnen Schicht - einer sogenannten Ply - folgt der Aufbau des Laminates im Materialeditor [Sur10]. Das Gewebe wird dabei, wie oben beschrieben, durch zwei UD-Lagen idealisiert.

Wie erwartet versagt das Material bei einer Dehnung von $1,6\%$ und einer Spannung von 1940 MPa - die aufgrund der Idealisierung doppelt so groß ist wie in der Realität. Es wird zwar die doppelte Lagenanzahl verwendet, jede einzelne Lage hat jedoch nur die halbe Dicke. Die die Belastung tragende 0° -Lage nimmt somit lediglich die Hälfte der tatsächlichen Querschnittsfläche ein, und erfährt demzufolge die doppelte Spannung.

Berücksichtigt man diesen Effekt und halbiert die erreichte Spannung, zeigt sich die in Abb. 4.14 dargestellte gute Übereinstimmung zwischen praktischen Versuchen und Simulation. Das vorzeitige Versagen der Prüfkörper, verursacht durch den mehrachsigen Spannungszustand an der Einspannung, resultiert in der niedrigeren Zugfestigkeit.

Ausschnitte der Anwenderoberflächen aus *PAM-Crash* mit den benötigten Kenndaten sind in den folgenden Abb. 4.15 zu sehen.

Simulation des Schubversuchs

Zur Simulation des Schubversuchs werden weitere, in Abschnitt 4.1.1 bestimmte, Parameter benötigt. Die Ply-Definition ist in der unteren Karte in Abb. 4.15 zu sehen.

Die lineare Annäherung der Y_{12} - d_{12} -Kurve (Sim_{lin}) liefert nur unzureichende Ergebnisse, wie in Abb.4.16 an der gestrichelten roten Kurve zu sehen ist. Erst die Eingabe der exakten Kurve (schwarze Linie, Sim_{exakt}), die durch die Schubversuche bestimmt werden konnte, liefert eine relativ gute Übereinstimmung mit den Messungen. Hier ist

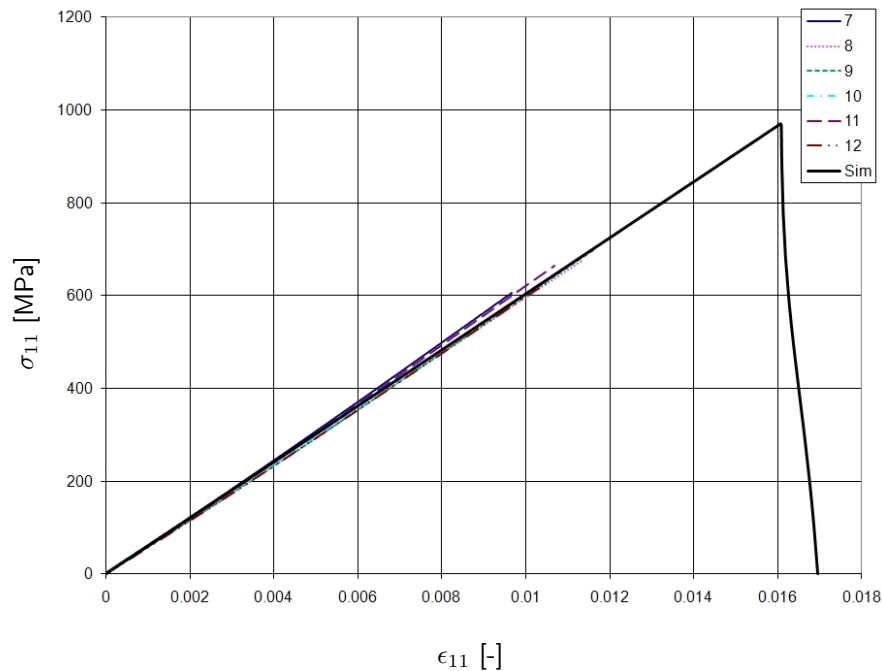


Abb. 4.14: Simulationsergebnis des Zugversuchs, skaliert auf die idealisierten Gewebelagen (doppelte Anzahl jeweils halber Dicke). Die Zugfestigkeit der praktischen Versuche liegt wegen vorzeitigem Versagen der Prüfkörper zu niedrig.

dies am Beispiel von Versuch #6 zu sehen. Auch der ermittelte Durchschnittswert über alle Versuche liegt jetzt wie zu erwarten bei etwa 1,6% Bruchdehnung.

Mit diesen zufriedenstellenden Materialparametern kann die Verifikation der Rohrversuche in der Simulation durchgeführt werden.

4.1.3 Modellgenerierung

Die zu simulierenden Testkörper haben die gleichen Abmaße wie die Rohre aus den durchgeführten praktischen Versuchen, mit einem Innendurchmesser von $d = 46$ mm, je nach Lagenaufbau einer Wandstärke von $t = 3,2$ mm bis $t = 3,4$ mm, der Gesamtlänge $L = 200$ mm bei einer freien Prüflänge von $l = 180$ mm.

In der Arbeitsumgebung *Visual-Mesh 6.5.0* wird in der x-y-Ebene ein Kreis mit dem Radius $r = 23$ mm definiert, der dann in z-Richtung um $L = 200$ mm tiefgezogen wird. Es werden die Einheiten des SI-Systems mm, kg und ms verwendet.

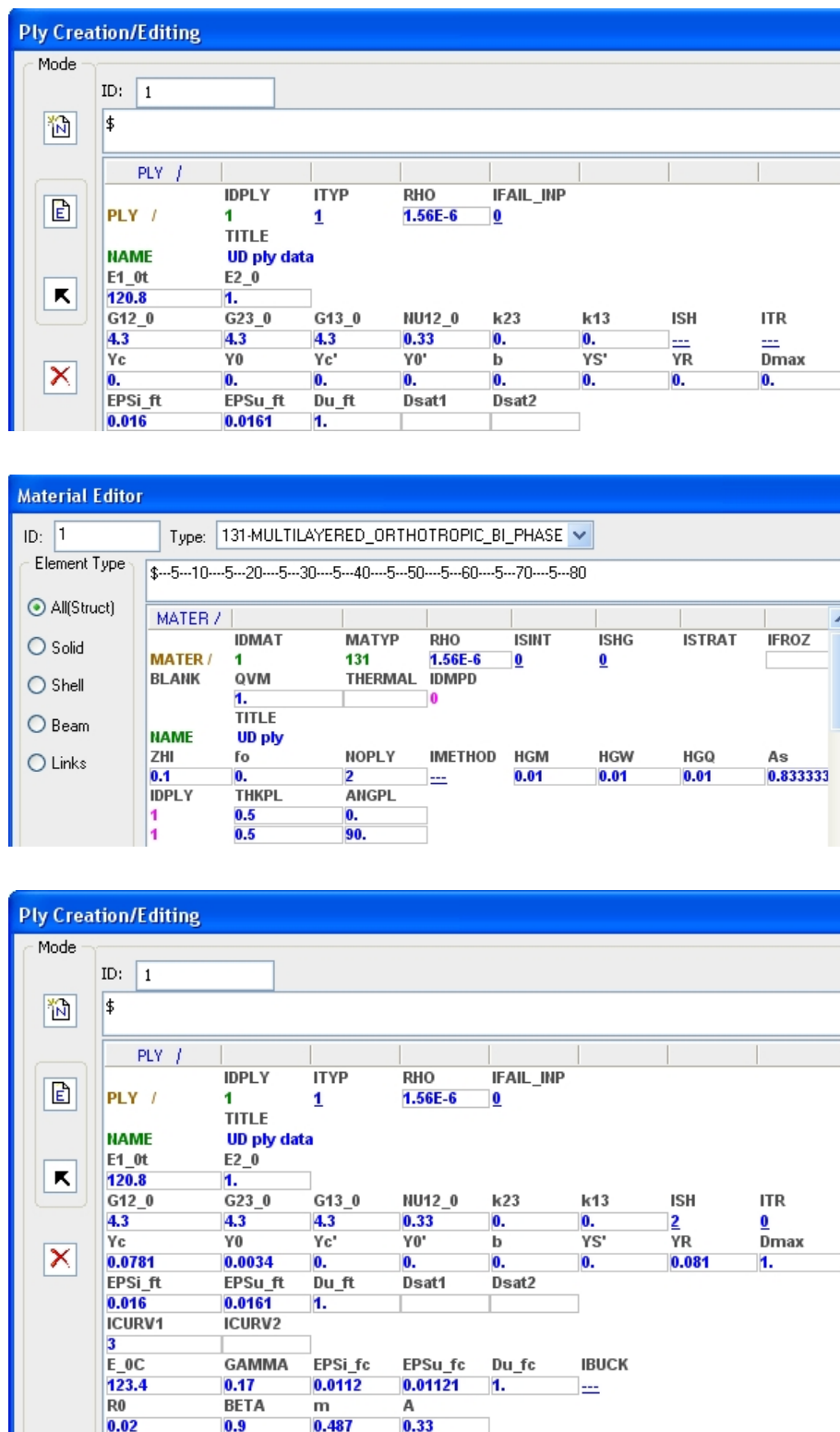


Abb. 4.15: Eingabeoberfläche für Lagen- und Laminatdefinition in *PAM-Crash*, die beiden oberen Karten für den Zugversuch, die untere mit exakter Definition für den Schubversuch.

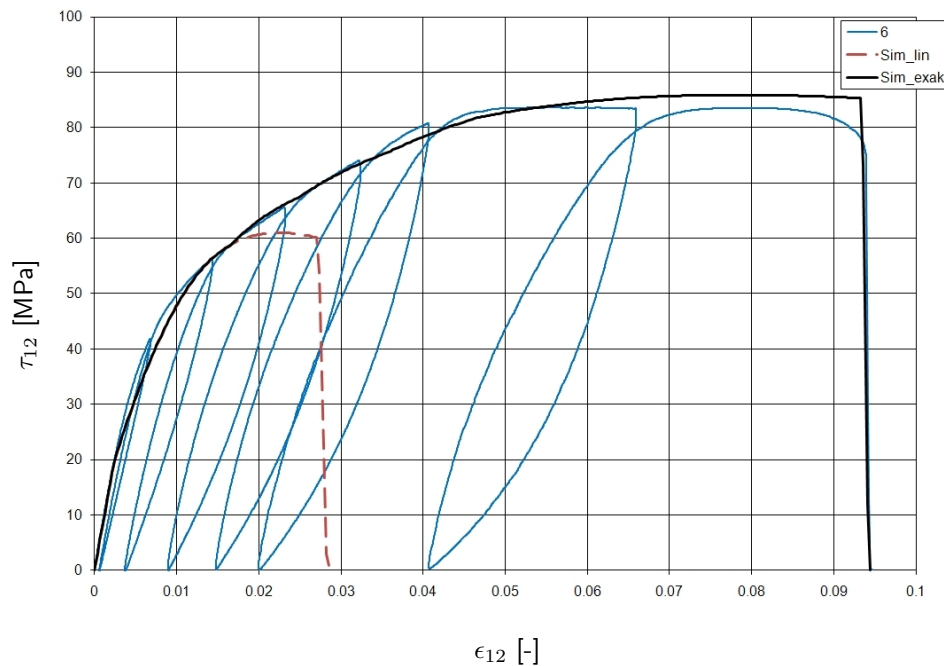


Abb. 4.16: Kalibrierung der Schubsimulation. Rot und schwarz sind die simulierten Kurven, die blaue Kurve zeigt den Zugscherversuch #6 (Abb. 4.7).

Zusätzlich zu dem ungeschädigten Rohrprofil wurden Profile mit Vorschädigung untersucht. Die verwendeten Bohrungen orientieren sich an den verschiedenen Durchmessern ($D = 3, 6, 15, 25$ mm) der praktischen Versuche. Aufgrund der gekrümmten Oberfläche kann für die beiden größeren Durchmesser die Standardfunktion zur Erstellung von Löchern nicht verwendet werden. Ebenso zeichnet sich ein Kreis gewünschten Durchmessers, mit dem die Rohroberfläche getrimmt werden soll, nicht projiziert, sondern abgewickelt auf der Rohroberfläche ab, wodurch die gewünschte Bohrung oval erscheint. Erst ein erstellter Hohlzylinder, der die Rohroberfläche ähnlich wie der für die Versuchsrohre verwendete Bohrer schneidet, liefert das gewünschte Ergebnis, aus dem die Schnittkurve (Abb. 4.17) und damit das Bohrungsloch ermittelt werden kann.

Vernetzung

Die Vernetzung der Rohroberfläche bildet zusammen mit den entsprechenden Randbedingungen die Grundlage für die Crash-Simulationsberechnung mittels Finite-Elemente-Methode. Die Elemente, in die die zu untersuchenden Körper oder Oberflächen diskre-

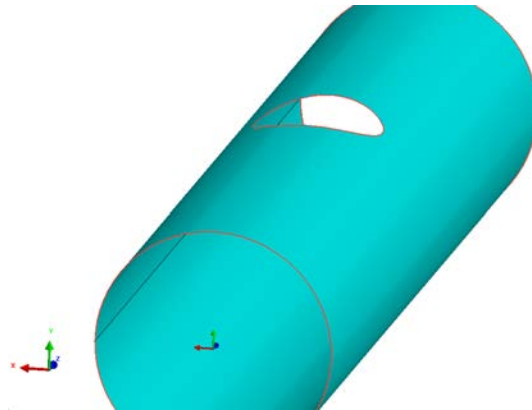


Abb. 4.17: Modell des generierten Rohres mit Bohrung - erstellt mittels Schnittkurve zweier Hohlzylinder. [Sur10]

tisiert werden, sind an ihren Eckpunkten über die sogenannte Knoten mit den Nachbar-elementen vernetzt. Jedem Element kann so eine Ansatzfunktion zugewiesen werden, die die Belastung der Problemstellung repräsentiert.

Die Verformung unter Belastung wird für jedes Element berechnet. Am Übergang zu benachbarten Elementen müssen an jedem Knoten Stetigkeitsbedingungen erfüllt werden. Je feiner das Netz ist, um so detaillierter sind die erhaltenen Informationen.

Es wird eine Elementgröße mit 2 mm Kantengröße gewählt - klein genug, um die gekrümmte Oberfläche gut anzunähern und eine genaue Berechnung zu gewährleisten. Eine weitere Verfeinerung ist aus Gründen der benötigten Rechen- und Zeitkapazität nicht mehr sinnvoll.

Die 3 mm- und 6 mm-Bohrungen werden von zwei Ringen aus 24 bzw. 28 Elementen umschlossen und über zwei weitere Ringe und einen Übergangsbereich an das restliche Netz angeschlossen. Für die 15 mm- und 25 mm-Bohrung wird das beschriebene Verfahren mithilfe von Schnittkurven angewendet. Hierbei wird lediglich ein Elemente-Ring um das Loch gelegt. Abb. 4.18 zeigt die verschiedenen Lochgrößen.

Vergabe der Randbedingungen

Es stehen verschiedene vorgefertigte Materialmodelle wie elastisch-plastische Werkstoffe (z. B. Metalle), Schäume, oder nichtlineare-viskoelastische Materialien (z. B. verschiedene Polymer-Werkstoffe) zur Verfügung.

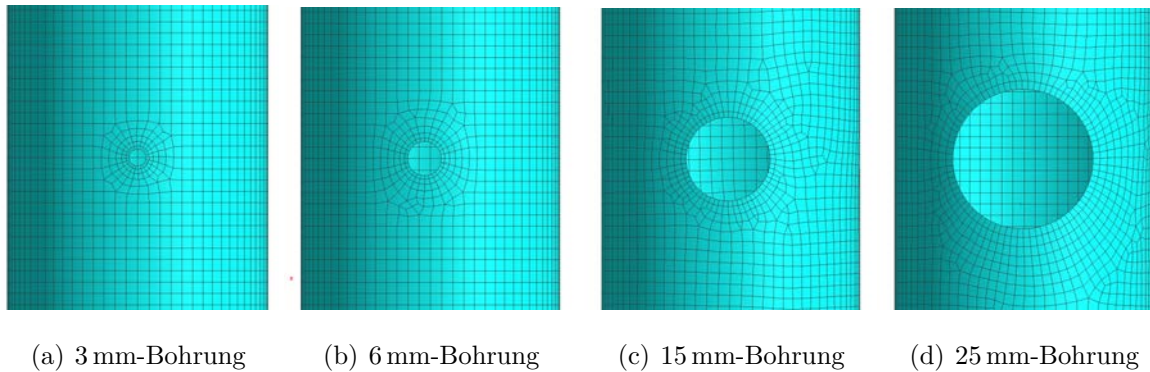


Abb. 4.18: Vernetzung der simulierten Bohrungen im Rohrmodell mit unterschiedlicher Anzahl von geschlossenen Ringen um das Loch je nach Größe. [Sur10]

Für die Simulation wird ein charakteristisches Laminat aus orthotropen Einzellagen, die wiederum aus zwei unterschiedlichen Werkstoffen bestehen, ausgewählt. Es eignet sich daher für den Lagenaufbau der Rohrprofile aus Gewebe-Prepregs.

Das Material wird hierarchisch von unten nach oben aufgebaut, wobei zuerst die Eigenschaften einer Laminatlage festgelegt werden. Die anschließenden Schritte sind in Abb. 4.19 zu sehen.

Wie bereits erwähnt, wird jede Gewebelage durch je zwei unidirektionale Lagen idealisiert. Die Gesamtzahl der Einzellagen entspricht daher in diesem Fall der doppelten Lagenanzahl der Versuchsrohre. Dafür werden die globalen Material-Parameter verwendet, die in Abschnitt 4.1.1 bestimmt wurden. Anschließend lässt sich das Laminat als Abfolge der Einzellagen unter dem erforderlichen Lagenwinkel aufbauen. Die Lagenstärke ergibt sich aus der Wandstärke der Rohre, $t \approx 3,2 \text{ mm}$, dividiert durch die Gesamtanzahl der Lagen.

Die Einspannbedingungen werden an die durchgeführten praktischen Versuche angepasst. Die durch die Aluminiumführung reduzierte freie Prüflänge $l = 180 \text{ mm}$ gegenüber der Gesamtlänge von $L = 200 \text{ mm}$ wird für die Simulation durch fünf fixierte Elemente-Reihen an den Enden realisiert, was einer Länge von je $1,0 \text{ cm}$ entspricht.

Die Belastung erfolgt weggesteuert mit $1,0 \text{ mm/ms}$ in negativer z-Richtung und wird in Form einer Funktion eingegeben. Die Belastungsfunktion ist im Zeit-Geschwindigkeitsdiagramm eine Konstante mit dem Wert -1 . Alle Knoten am oberen Rohrende werden mit dieser Belastung beaufschlagt. Das Resultat ist eine der Realität entsprechende



Abb. 4.19: Hierarchische Reihenfolge der Materialdefinition von der Einzelschicht über die Laminatorientierung zum Modell. [Sur10]

Druckbelastung des oberen Rohrendes, bei der die Einklebung in die Aluminiumteller berücksichtigt wurde.

Obwohl die praktischen Versuche mit einer Prüfgeschwindigkeit von $2,0 \text{ mm}/\text{min}$ durchgeführt wurden, wird für die Simulation die weit schnellere Geschwindigkeit von $1,0 \text{ mm}/\text{ms}$ verwendet. Da der Computer innerhalb einer Sekunde eine enorme Anzahl von Berechnungen bewältigen kann, liegen die Zeiteinheiten bei Versuch und Simulation mehrere Größenordnungen auseinander. Auf diese Weise kann die Rechenzeit verkürzt werden. Es werden auch weniger Zwischenwerte aufgezeichnet, was die Anzahl von Rundungsfehlern verringern kann. Für diese Simulation wurde der Nachweis erbracht, dass die gewählte Geschwindigkeit zwischen den Werten jeweils eine Größenordnung höher und niedriger ($10 \text{ mm}/\text{ms}$ und $0,1 \text{ mm}/\text{ms}$) den besten Kompromiss bildet.

Nach diesem Pre-Processing kann die Berechnung der Rohre erfolgen. Je nach Komplexität der Geometrie, der Anzahl der Netz-Zellen und anderer Einflussfaktoren wie der Prozessoranzahl und -geschwindigkeit kann die Berechnung zwischen einigen Minuten und mehreren Tagen dauern. Im vorliegenden Fall lag die Dauer bei ungefähr einer Stunde.

Um die ermittelten Resultate der Simulation betrachten zu können, wird nach der Simulationsrechnung die Schnittkraft in einer zur x-y-Ebene parallelen Querschnittsfläche ausgegeben.

4.1.4 Variation der geometrischen Vorgaben

Neben den Rohrproben der Konfiguration B mit ausschließlich $\pm 45^\circ$ -Anteil wurden auch die Rohre von Konfiguration C simuliert. Da hier die mittleren Lagen um 45° gedreht sind, wurden auch in der Simulation die mittleren Lagen dieser Orientierung angepasst. Obwohl sich die Materialeigenschaften in $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung von denen in $\pm 45^\circ$ unterscheiden, können die gleichen Kalibrierungsdaten genutzt werden. Da die kompletten Eigenschaften einer Lage bestimmt wurden, kann diese um jeden beliebigen Winkel gedreht werden, ohne die Parameter anpassen zu müssen. Welche Parameter letztendlich in die Simulationsrechnung eingehen, hängt von der jeweiligen Ausrichtung ab. Die Umrechnung wird von der Software durchgeführt. Wie die Ergebnisse des folgenden Abschnitts zeigen, bestätigt sich diese Theorie in der Anwendung jedoch nur bedingt.

Eine zusätzliche Modellgenerierung mit dem Lagenaufbau von Konfiguration A wurde nicht durchgeführt. Da die mittleren, unidirektionalen Lagen aus einem anderen Material bestehen, hätten zusätzlich die gesamten Kalibrierungsversuche zur Kennwertermittlung erneut durchgeführt werden müssen. Da auch bei den weiterführenden Versuchen bzgl. Alterung und Nuten der Fokus auf den quasiisotropen Aufbau C gelegt wurde, wird auf eine Simulation der Rohre von Konfiguration A verzichtet.

4.2 Vorhersage der Restfestigkeit

Die folgenden Diagramme Abb. 4.20 und 4.21 zeigen für die Konfigurationen B und C jeweils die berechnete zu erwartende Bruchlast in Abhängigkeit vom virtuellen Bohrungsdurchmesser. Die graphische Darstellung ist aufgrund gleicher Skalierung direkt mit den Ergebnissen der Versuche in den Abb. 3.3 und 3.2 vergleichbar.

Auf den ersten Blick erscheinen die Kurvenverläufe wie die der Versuchsergebnisse. Vor allem bei der Beurteilung von Simulationsergebnissen ohne die Möglichkeit von

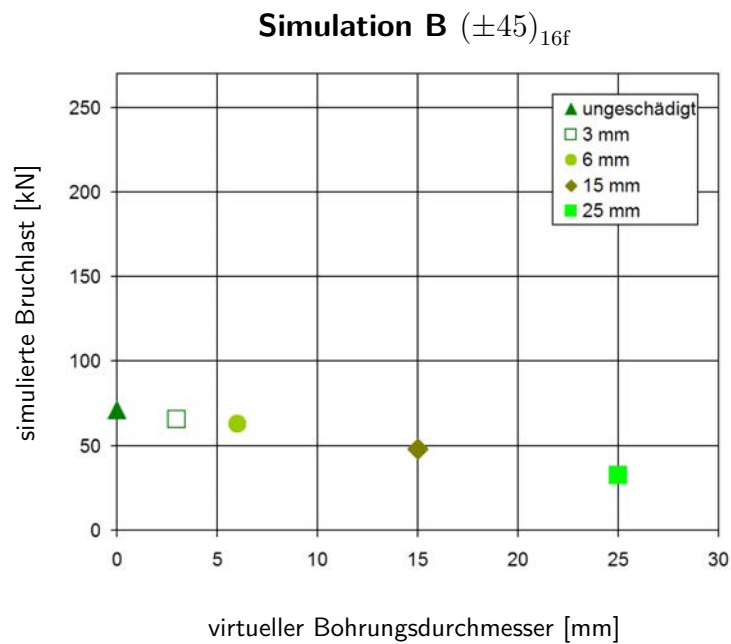


Abb. 4.20: Simulationsergebnis Restdruckfestigkeit Konfiguration B in Abhängigkeit der Bohrungsgröße. Maximale Bruchlast und Abnahme der Restfestigkeit decken sich mit den praktischen Versuchen.

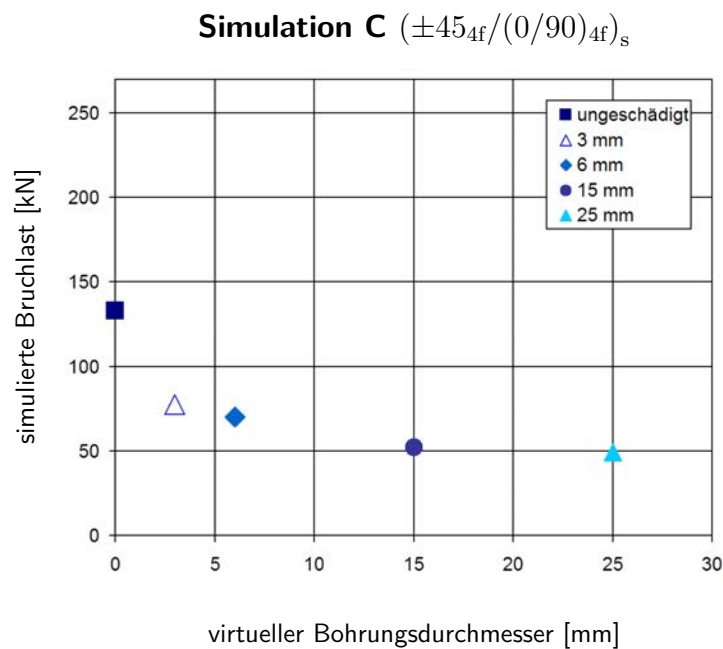


Abb. 4.21: Simulationsergebnis Restdruckfestigkeit Konfiguration C in Abhängigkeit der Bohrungsgröße. Erwartete Bruchlast niedriger als in praktischen Versuchen bestätigt.

Vergleichen mit Versuchsergebnissen ist Vorsicht geboten, da die jeweiligen Kurvenverläufe in sich schlüssig wirken. Auch die zu erwartende höhere Bruchlast bei höherem 0°-Faseranteil wird erfüllt.

Konfiguration	Bruchlast		Vergleich
	Versuch [kN]	Simulation [kN]	Abweichung [%]
BØ 0 mm	80,17	71,1	-11,3
BØ 3 mm	79,29	65,6	-17,3
BØ 6 mm	74,02	62,9	-15,0
BØ 15 mm	62,22	47,9	-23,0
BØ 25 mm	51,72	32,3	-37,6
CØ 0 mm	190,02	132,8	-30,1
CØ 3 mm	150,79	77,6	-48,5
CØ 6 mm	124,46	70,7	-43,7
CØ 15 mm	89,09	52,3	-41,3
CØ 25 mm	67,14	49,2	-26,7

Tab. 4.7: Vergleich der Restdruckfestigkeiten von Simulation und Versuch für die Konfigurationen B und C. Aufgrund der ungenauen Materialmodelle und der früh gerissenen Zugproben weicht die Simulation nach unten ab.

Jedoch liefern die Ergebnisse der Simulation Bruchlasten, die in allen Fällen unterhalb derer der praktischen Versuche liegen, siehe Tab. 4.7. Vor allem bei Konfiguration B wird deutlich, dass die Ergebnisse mit wachsender Lochgröße um so stärker von den Versuchen abweichen (Abb. 4.22).

Eine Ursache könnte in den unterschiedlichen Versagensformen (Abb. 4.23) liegen: Rohre mit kleinem Bohrungsdurchmesser zeigen das typische intralaminare Schubversagen. Mit steigender Lochgröße versagen die Modelle aufgrund der hohen Spannungskonzentration im Bereich der Bohrungen aufgrund von Einknicken durch Faserbrüche. Für die Kalibrierung der Modelle wurden nur Zug- und Schubversuche herangezogen. Die Druckkennwerte, die die Grundlage für ein Druckversagen aufgrund von Faserbrüchen bilden, wurden mithilfe von Korrekturfaktoren lediglich aus diesen abgeleitet.

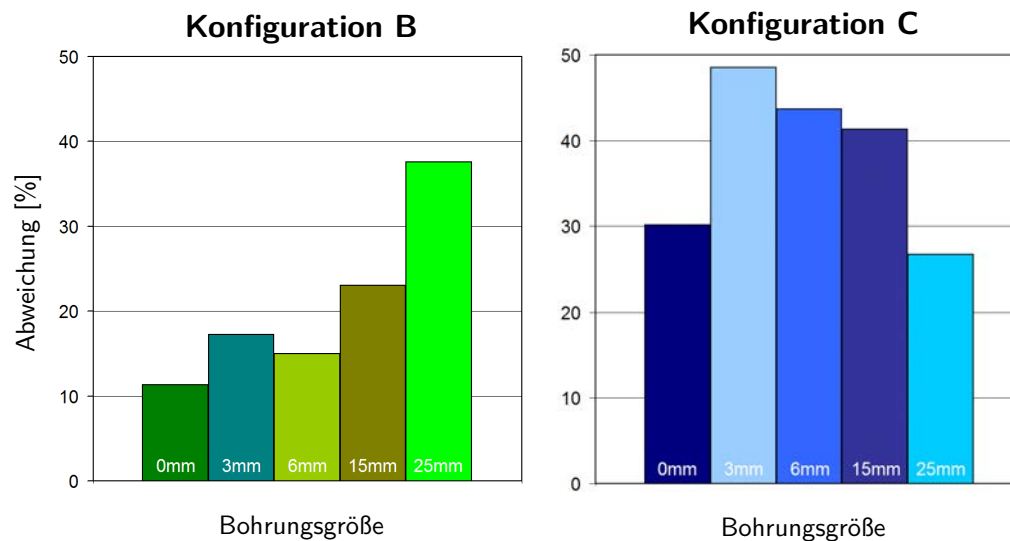


Abb. 4.22: Abweichung der Simulationsergebnisse von den Versuchen. Wachsende Abweichung mit steigendem Bohrungsdurchmesser bei Konfiguration B. Bei Konfiguration C insgesamt hohe Abweichung von bis zu 50 %.

Möglicherweise trifft diese Näherung für das verwendete Material nicht in dem Maße zu wie erwartet. So decken sich die Simulationsergebnisse auf Basis der tatsächlich durchgeführten Kalibrierungsversuche mit der Realität. Der nicht verifizierte sondern angenommene Teil weicht ab. Die Schadensformen der Simulationsmodelle decken sich sehr anschaulich mit den Bruchbildern der Rohrproben (Abb. 3.4).

Warum die Simulationsergebnisse von Konfiguration C deutlich stärker von den Versuchsergebnissen abweichen als bei Konfiguration B, konnte nicht abschließend geklärt werden. Zum Teil liegt die Ursache wie bei Konfiguration B an den unpräzisen Druckkennwerten. Da dieser Lagenaufbau einen höheren 0° -Anteil aufweist, wirkt sich der Fehler stärker aus. Auch eine genaue Anpassung an die leicht abweichende Wandstärke bei verändertem Lagenaufbau könnte die Ergebnisse verbessern.

4.2.1 Verifikation der Simulationsergebnisse

Aus dem Vergleich der simulierten und praktischen Ergebnisse zeigt sich, dass für eine realitätsgetreue Abbildung des Druckversagens Kalibrierungsdruckversuche zwingend notwendig sind. Um die Materialkennwerte für die Kalibrierung realitätsnah abzuschätzen sind die Variationsmöglichkeiten der Parameter bei CFK-Werkstoffen zu groß. Dies

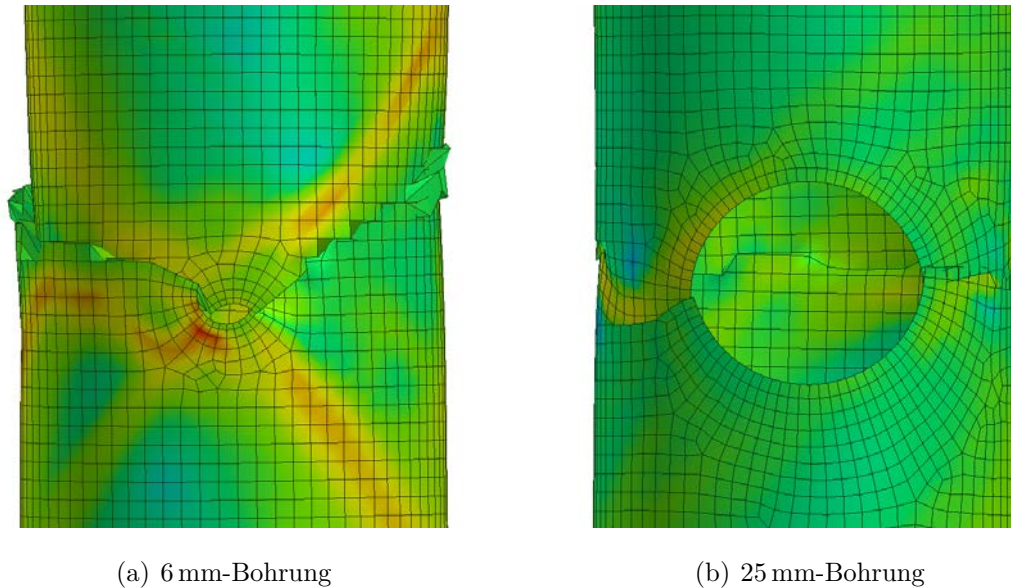


Abb. 4.23: Unterschiedliche Versagensformen in der Simulation abhängig von der Lochgröße: Rohre mit kleinem Loch versagen auf Schub, diejenigen mit größerem Loch auf Druck. Die Bruchbilder decken sich mit den praktischen Versuchen.

erhöht den praktischen Aufwand vor Beginn der Simulation. Die Berechnung der Drucklasten für Rohre mit höherem 0° -Anteil, vergleichbar der Konfiguration A, lieferten aus diesen Gründen keine brauchbaren Ergebnisse. Eine erneute Materialkalibrierung inklusive normierter Zug-, Schub- und Druckversuche für den veränderten Lagenaufbau ist notwendig.

Grundsätzlich unterscheiden sich auch die Schubkennwerte, die aus Zug-Schubproben und aus Druck-Schubproben gewonnen werden. Für den hier untersuchten Fall der Druckbelastung wären Druck-Schubproben zur Kalibrierung vermutlich vorteilhaft gewesen. Bei der Durchführung dieser Druckversuche ist ebenso wie bei den Rohrversuchen darauf zu achten, dass die Proben nicht knicken oder beulen.

Auch die Umrechnung der Faservolumengehalte von den Kalibrierungsproben auf die Rohrversuche birgt eine zusätzliche Ungenauigkeitsquelle.

Bei den unterschiedlichen Lagenkongfigurationen wird deutlich, dass die Materialeigenschaften sich in der Realität nicht so einfach von einer Faserorientierung auf die andere übertragen lassen. Zudem unterlagen die Ergebnisse der Schubversuche einer deutlichen Streuung.

Die Abweichungen in der Simulation können darauf zurückgeführt werden. Nichtsdestotrotz zeigt die Simulation mit einmal eingestellten und korrekt kalibrierten Daten eine gute Näherung für die verschiedenen Bohrungsgrößen. Gerade bei Konfiguration B liegen zwar alle Werte unterhalb der tatsächlich ertragenen, nehmen aber mit wachsender Schadensgröße alle um das gleiche Maß ab. Eine verlässliche Vorhersage unter Berücksichtigung des niedrigeren Ausgangswertes ist demnach möglich.

Jede weitere Schadensgröße kann ohne weitere praktische Versuche jetzt in relativ kurzer Zeit überprüft werden. Zusammen mit den Erkenntnissen über die Beurteilung einer konkreten Schadensgröße aus dem folgenden Kapitel 5 können auf diese Weise verlässliche Informationen zur Analyse von Schäden geliefert werden.

4.2.2 Impactsimulation

Neben den virtuellen Bohrungslöchern können in die Simulationsmodelle ebenso wie in die Rohrproben auch andere Schädigungen eingebracht werden. Ein Beispiel dafür ist die Simulation eines Impacts. Die Impactsimulation ist eine besonders aufwendig umzusetzenden Form der virtuellen Schädigung.

Neben den Versagenskriterien für Faserbruch und Zwischenfaserbruch (zu sehen in Abb. 1.5) müssen zwischen den Gewebelagen im Simulationsmodell Kontaktbedingungen definiert werden. Bei der im Anschluss durchgeführten Impactsimulation schlägt wie in der Realität eine Kugel mit metallischen Eigenschaften auf dem Material auf. Abb. 4.24 zeigt eine Scheibe aus einem Faserverbund nach einem virtuellen Impact. In den gelblich markierten Bereichen ist das Materialmodell entlang der Hauptfaserrichtung geschädigt. Ebenso wie im praktischen Versuch lösen sich die Lagen voneinander ab und es treten Delaminationen auf. Ein Abgleich des Impactvorgangs mit der Realität kann über den Kontaktkraft-Zeit-Verlauf beim Aufschlag des Impactors mit der Probe erfolgen [WHW08, Kle10].

Diese delaminierten Bereiche werden auf das Modell eines Prüfkörpers übertragen. Dazu werden die Kontaktbedingungen zwischen den Lagen teilweise entfernt. Dies kann manuell durchgeführt werden. Alternativ kann das delaminierte Modell direkt für eine erneute Simulation weiterverwendet werden.

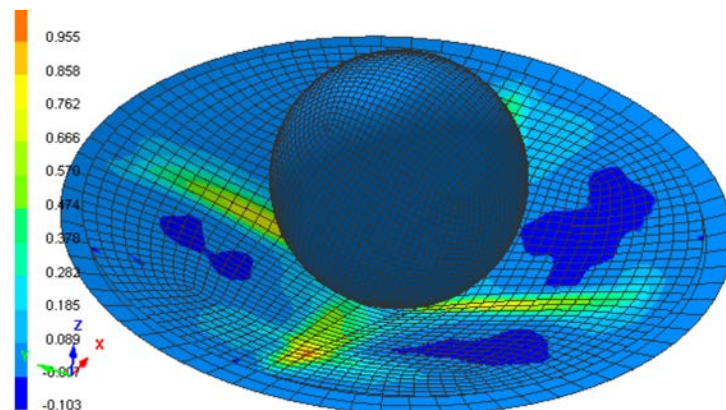


Abb. 4.24: Simulation eines Impacts [Pic07]. Eine Kugel trifft auf das Material auf, wodurch definierte Kontaktbedingungen zwischen den Lagen gelöst werden. Es entstehen Delaminationen.

Das modifizierte - oder vorgeschädigte - Modell wird erst dann entsprechend dem gewünschten Lastfall belastet, wie in diesem Kapitel beschrieben. Das Ergebnis entspricht der Bruchlast einer impactgeschädigten Probe.

Um das Versagensverhalten der CFK-Modelle realitätsnah abbilden zu können, muss die Kalibrierung der Materialmodelle hinreichend genau sein. Aufgrund der diffizilen Kontaktbedingungen zwischen den einzelnen Lagen in Folge des inhomogenen Aufbaus entsprechen die Simulationsergebnisse zum jetzigen Stand der Forschung oftmals nicht exakt der Realität. Zukünftig werden die Ergebnisse stetig an Präzision gewinnen.

4.3 Bewertung von Aufwand und Qualität

Die Erstellung von Modellen mit unterschiedlich orientierten Lagen liefert ohne Kenntnis exakter Kalibrierungskennwerte keine verlässlichen Ergebnisse zur Vorhersage der Restdruckfestigkeit. Zwar konnten Modelle mit einem über alle Lagen konstanten Lagenaufbau von $\pm 45^\circ$ mit den praktischen Versuchen in Übereinstimmung gebracht werden. Die Ergebnisse für Konfiguration C, bei der die mittleren Lagen im Vergleich zur Konfiguration B um $\pm 45^\circ$ gedreht angeordnet sind, lieferten zwar wie zu erwarten deutlich höhere Zahlenwerte als die Ergebnisse von Konfiguration B, deckten sich jedoch nicht so gut mit den konkreten Zahlenwerten der Versuchsergebnisse.

Für exakte Kennwerte jeglicher Materialien gibt es aufgrund der vielfältigen Variationsmöglichkeiten wie Lagenanzahl, Faservolumengehalt, Faser-Matrix-System u. a. keine frei zugängliche Datenbank. Kennwerte anderer Faserverbundwerkstoffe unterscheiden sich im Detail doch zu stark und liefern Ergebnisse, die, wie hier gezeigt, mit den praktischen Rohrdruckversuchen nicht übereinstimmen. Zudem ist das für die Rohre verwendete Faser-Harz-System bisher relativ ungebräuchlich.

Aufgrund der Notwendigkeit äußerst präzise durchzuführender Kalibrierungsversuche erweist sich die Simulation in diesem Fall als sehr aufwändig in der Vorbereitung. Praktische Versuche sind unumgänglich, um mithilfe von Normproben eine Kalibrierung des Materialmodells vorzunehmen. Auf einwandfrei durchgeführte Versuche kann auch in der Simulation zum jetzigen Zeitpunkt nicht verzichtet werden. Die vielen erforderlichen Materialkennwerte, die für die Berechnung erforderlich sind, können nicht genau genug aus Literaturangaben bestimmt werden.

Der praktische Aufwand in der Vorbereitung für die Simulation neuer Materialien ist nahezu ähnlich hoch wie die Durchführung der praktischen Versuche im hier durchgeführten Versuchsprogramm; vor allem da sich durch die geringe Streubreite und deutliche Abhängigkeit der Ergebnisse von der Schadensgröße einige wenige Versuche als ausreichend erwiesen haben.

Kapitel 5

Methodik zur Schadensanalyse

5.1 Kriterium zur Schadensbewertung

Wenn für ein Bauteil bekannt ist, bei welchem prozentualen Abfall der Tragfähigkeit die Anforderungen für die Fahrzeugsicherheit nicht mehr gewährleistet werden können, ist es nun möglich eine kritische Schadensgröße zu definieren.

Bei der Beurteilung der kritischen Grenze spielen neben quasistatischen und Crashlasten auch Schwingungsphänomene eine Rolle. Um die kritische Schadensgröße für ein konkretes Bauteil zu erhalten, ist eine Betrachtung des Gesamtfahrzeugs notwendig.

Für die Betrachtung eines Schadens am Gesamtfahrzeug kann man sich zudem der Vereinfachung eines komplexen Impactschadens durch ein kreisrundes Bohrungsloch bedienen. Aus dem Versuchsprogramm ist bekannt, dass ein durch Impact vorgeschädigtes Rohr mit einer Delamination eine höhere Restdruckfestigkeit behält als ein Rohr mit einem Bohrungsloch gleicher Schadensfläche. Aufgrund dieser Korrelation ist es nicht nötig, einen Impactschaden im Modell durch ein Loch derselben Größe zu simulieren, wie es beispielsweise derzeit für Karosserien im Motorsport gemacht wird. Der äquivalente Schaden in Form eines Lochs kann kleiner sein, weshalb die sicherheitskritischen Grenzen eines Bauteils nicht so schnell erreicht werden. Ebenso entsteht ein Potenzial zur Gewichtseinsparung, da sich für vorhandene Strukturen herausstellen kann, dass sie bisher überdimensioniert waren.

Für eine reale Anwendung ist jedoch zu berücksichtigen, dass die Streubreite der Versuchsergebnisse dieses Potenzial vermindert. Dennoch liegt die Einschätzung, wie kri-

tisch ein Schaden zu bewerten ist, näher an der Realität als eine (für die Beurteilung) tatsächlich vollständige Entfernung der gesamten geschädigten Fläche. Eine Weiterverwendung des Fahrzeugsteiles kann in jedem Fall als sicher bewertet werden, da Impactschäden in keinem Fall stärkere Auswirkungen auf die Restdruckfestigkeit gezeigt haben als Bohrungen.

Für die Anwendung in der Praxis ist es sinnvoll, kombinierte Belastungen am Fahrzeug in Druck- und Biegelasten zu zerlegen.

5.1.1 Anwendung am Beispiel seitlicher Dachrahmen

Die Ergebnisse aus dem Versuchsprogramm wurden auf ein reales Bauteil übertragen. So können die Schlussfolgerungen an einem praktischen Beispiel betrachtet und verifiziert werden und die Frage beantwortet werden, in wie weit sich die theoretischen Versuche für die praktische Anwendung eignen.

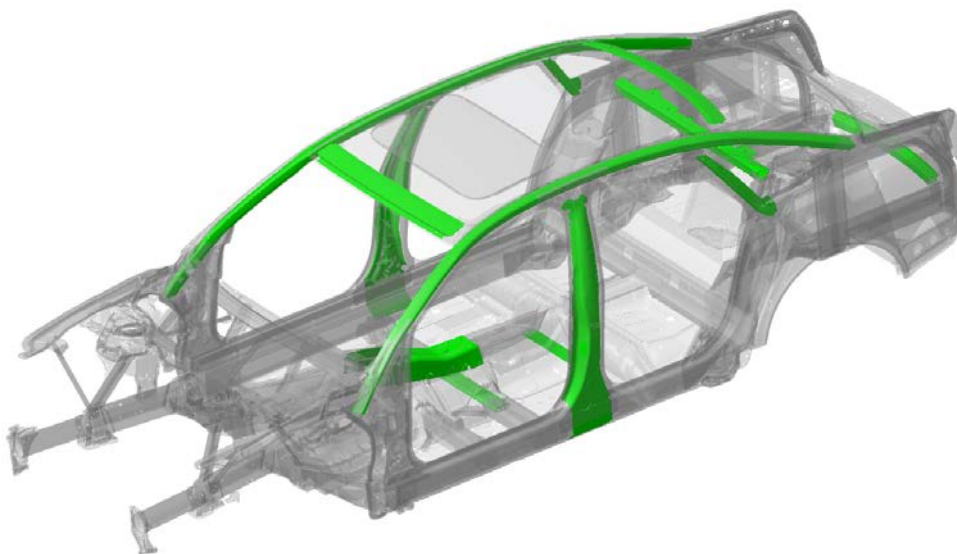


Abb. 5.1: Kfz-Bauteile (grün hervorgehoben) mit besonderer Eignung für die Verwendung von CFK aufgrund der jeweils stark anisotropen Belastungen [Dur08]

Abb. 5.1 zeigt Bauteile einer Fahrzeugkarosserie, die aufgrund ihrer stark anisotropen Belastungen besonders für den Einsatz von CFK geeignet sind [Dur08]. Für die Übertragung galt es ein Bauteil zu finden, dass sich aufgrund seiner Position und Geome-

trie möglichst einfach von der Gesamtfahrzeugstruktur lösen lässt. Die entscheidenden Schnittkräfte müssen dabei erhalten bleiben.

Der seitliche Dachrahmen eignet sich aufgrund seiner Formgebung, Lage und Belastungen besonders für die exemplarische Darstellung einer kritischen Schädigung. Er lässt sich gut vom Gesamtfahrzeug entkoppeln. Zudem wird er im Falle einer kritischen Belastungssituation (z. B. Dachüberschlag, Frontalcrash) auf Druck belastet, wodurch ein sehr eindeutiger Lastfall entsteht.

Die Vielzahl möglicher Schädigungen, Lastfälle und Bauteile führt dazu, dass es nicht möglich ist, alle Kombinationen durchzuspielen. Aufgrund der geschilderten Umstände wird der seitliche Dachrahmen unter dem Lastfall „Dacheindrückttest“ betrachtet.

Es wird dargestellt, welches Kriterium die Entscheidung über Tolerierbarkeit, Austausch oder Reparatur liefert. Als Grundlage dient die in Kapitel 1.4 vorgestellte Methodik in Tab. 1.3.

Variation der Fehlstellen

Abb. 5.2 zeigt mögliche Fehlstellen im Simulationsmodell eines Dachrahmens. Die Schadensgröße ergibt sich durch die Kantenlänge der gelöschten Elemente. Die fehlende Fläche entspricht in diesem Fall näherungsweise der Größe einer 20 mm großen Bohrung. Je nach Positionierung hat die gleiche Schadensgröße erheblichen (*Loch 1*) bis keinen Einfluss (*Loch 2, 3*). Im hochbelasteten Strukturbereich wirken sich Fehlstellen in nicht mehr tolerierbarem Maß auf die Tragfähigkeit aus.

In Abb. 5.3 ist am Beispiel des Dachrahmens bei dem sogenannten Dacheindrückttest zu erkennen, dass die Tragfähigkeit um etwa 10% überdimensioniert ist. Innerhalb dieser Grenze kann die Reduktion durch eine Schädigung toleriert werden. Ein vergleichbarer Schaden wie durch *Loch 1* dargestellt, würde die Restfestigkeit auf ca. 75% der Anforderungen reduzieren. Aufgrund der geringeren Auswirkung eines realen Schadens wäre die tatsächliche Reduktion jedoch deutlich geringer. Durch Verfeinerung des Netzes an der simulierten Stelle (siehe Abschnitt 5.1.1 auf Seite 120) kann dies genauer bestimmt werden. In diesem Fall müssten geeignete Reparaturmaßnahmen getroffen werden.

Zu jedem detektierten Schaden, dessen Auswirkung noch nicht bekannt ist, werden vereinfachte Vergleichsversuche durchgeführt. Aufgrund der potenziell guten Aussagekraft

Fehlstellen an unterschiedlichen Positionen

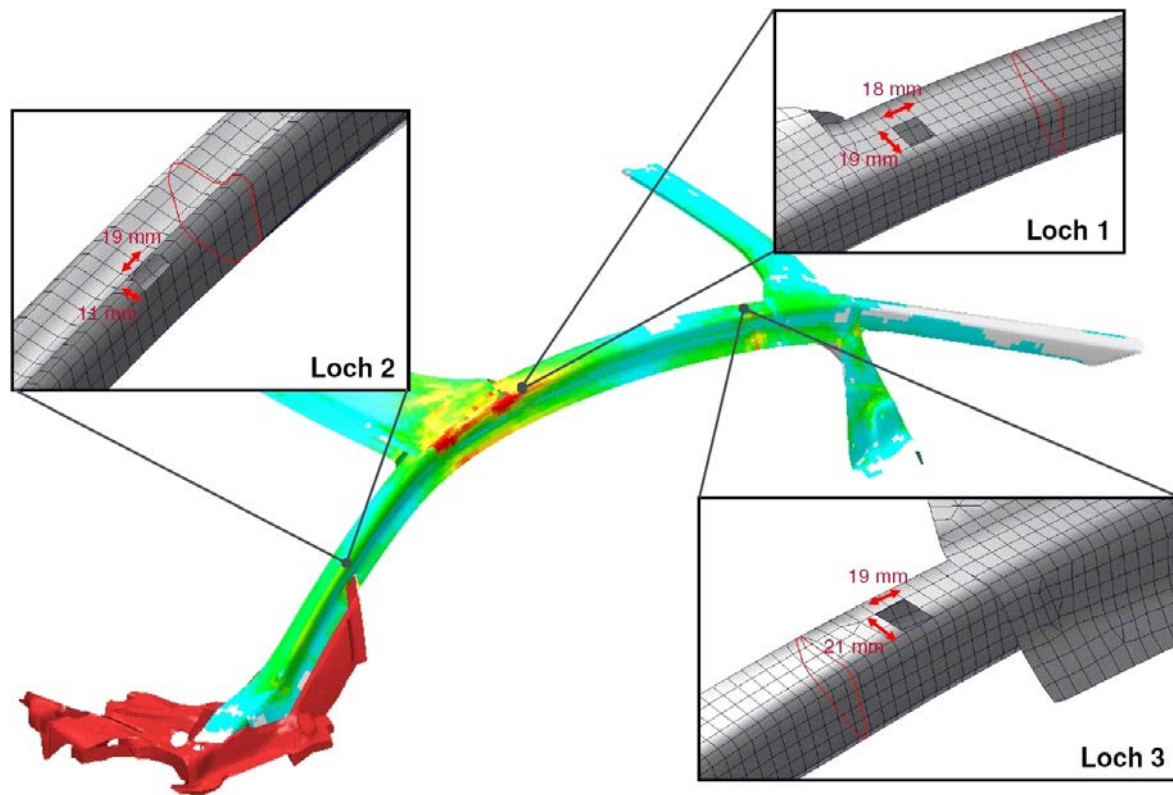


Abb. 5.2: Auswirkung der Verschiebung von Fehlstellen am Modell eines Dachrahmens [Döl09]. Die Positionierung hat Einfluss auf die Tragfähigkeit bei einem Standardtest.

ist eine geringe Probenanzahl ausreichend. Die tolerierbare Festigkeitsabnahme an der betroffenen Stelle entscheidet über die Tolerierbarkeit des vorhandenen Schadens. Schäden kritischer Größe können in einem Grenzmusterkatalog (Abschnitt 5.3.2) gesammelt und kategorisiert werden. Dieses Vorgehen ist auf beliebige Schäden, Lagenaufbauten und Bauteile übertragbar.

Rückschlüsse aus dem Versuchsprogramm

In den praktischen Versuchen (Kapitel 3) hat sich gezeigt, dass die Restdruckfestigkeit bei gängigen Lagenaufbauten bereits bei Schadensgrößen von 3 mm Durchmesser unter 75 % der Ausgangsbruchlast abnimmt, bei 6 mm großen Schäden unter 65 % (Abb. 3.7). Auch wenn es sich bei dem Beispiel des Dachrahmens anders als bei den reinen

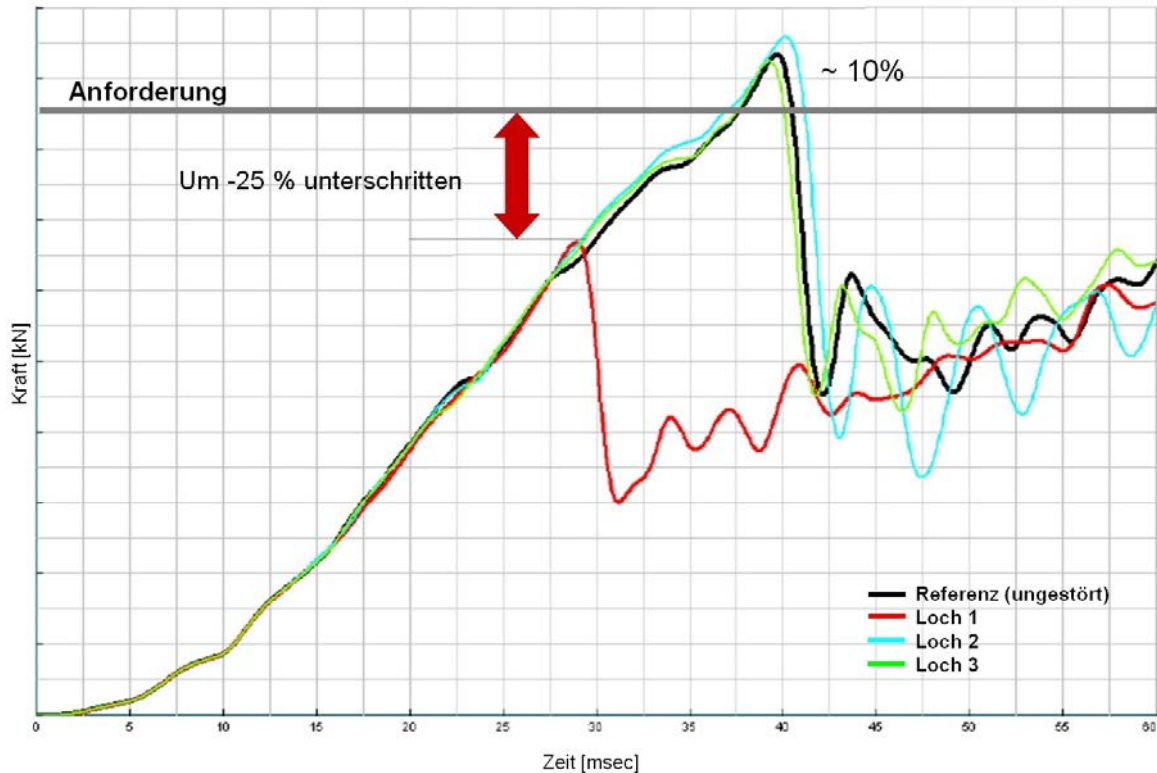


Abb. 5.3: Abnahme der Tragfähigkeit durch eine eingebrachte Schädigung am Beispiel eines Dachrahmens [Döl09]

Druckversuchen um eine kombinierte Belastung handelt, ist doch abzusehen, dass auch kleine Schäden einer detaillierten Untersuchung bedürfen.

Verfeinerte Simulation

Aufgrund der großen Datenmenge eines Gesamtfahrzeugmodells wird die Kantenlänge bei der Vernetzung recht groß gewählt und liegt in diesem Fall bei einer Größe von etwa 1 cm. Wird nur ein kleiner Ausschnitt betrachtet, wie hier der Bereich um *Loch 1*, das die Größe von 4 Elementen und somit eine Kantenlänge von etwa 2 cm hat, kann bei akzeptabler Rechenzeit das Netz deutlich verfeinert werden. Mit den bekannten Schnittkräften für das ausgewählte Element kann die Berechnung auf diese Weise deutlich präzisiert werden.

Zudem ist es möglich, die Schadensform zu verändern. Statt der hier rechteckigen Ausparungen könnten die für die Versuche verwendeten Löcher simuliert werden. Ebenso

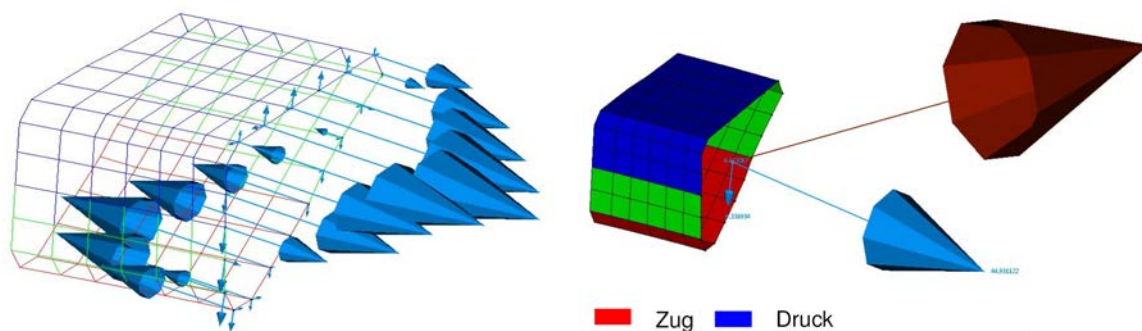


Abb. 5.4: Schnittkräfte an einem Fahrzeugelement: links die quantitative Belastung an den einzelnen Knoten, rechts die qualitative Belastung auf Zug und Druck [Döl09].

ist es denkbar, in diesem Bereich eine Delamination wie nach einem Impact virtuell einzubringen. Verschiedene Möglichkeiten für die Impactsimulation wurden in Abschnitt 4.2.2 vorgestellt. Abb. 5.4 gibt an einem kleinen Element aus dem oben vorgestellten seitlichen Dachrahmen einen Überblick über die Größenordnung und Richtung potenzieller Schnittkräfte unter Belastung. Anhand solcher Daten können kleine Bereiche explizit auf unterschiedliche Schadensformen und -größen untersucht werden.

5.2 Diskussion der Versuchsergebnisse

5.2.1 Vergleich mit Literaturdaten

Es zeigt sich, dass die Erkenntnisse aus den praktischen Versuchen mit den Literaturangaben anderer Forschungsarbeiten vergleichbar sind.

Eine Übertragbarkeit der Ergebnisse von ebenen Platten auf gekrümmte Oberflächen, wie hier am Beispiel rohrförmiger Querschnitte gezeigt, scheint möglich [LS08]. Die Abnahme der Restdruckfestigkeit ebener Platten mit quasiisotropem Lagenaufbau bei einer Impactenergie im Bereich von 20 J wird dort mit 64 % angegeben. Der etwas höhere Wert ist auf die Verwendung anderer Fasern, einen flachen Impactkopf und daraus resultierende größere Delaminationsfläche und eine geringere Dicke der Probe zurückzuführen [WDB08]. Der Lagenaufbau von $(+45/-45/0/90)_{3s}$ ergibt mit einem unidirektionalen Prepreg 24 Einzel- statt 16 Doppellagen und führt zu einer Wandstär-

ke von knapp 3 mm. Ebenfalls bestätigt sich, dass die Abnahme der Restdruckfestigkeit bei quasiisotropem Aufbau stärker ausfällt als bei ausschließlich $\pm 45^\circ$ -Lagen [SSN05]. Auch am IFB durchgeführte Versuche an CAI-Platten mit quasiisotropem Aufbau zeigen den gleichen Trend wie die Rohrproben der Rohrkonfiguration C. Obwohl es sich bei den verwendeten Halbzeugen nicht wie hier um ein Gewebe handelt, sondern um ein Multiaxialgelege, verläuft die Abnahme der Restdruckfestigkeit ähnlich wie bei den hier verwendeten Prüfkörpern. Bei den CAI-Proben wird ab einer bestimmten Schadensgröße davon ausgegangen, dass mit weiter wachsender Impactenergie die Restdruckfestigkeit linear abnimmt, wie Abb. 5.5 zeigt. Schäden unterhalb von etwa 3,5 J hinterlassen keine detektierbaren Schäden im Material und wirken sich daher wie eingangs erwähnt nicht auf die Restdruckfestigkeit aus.

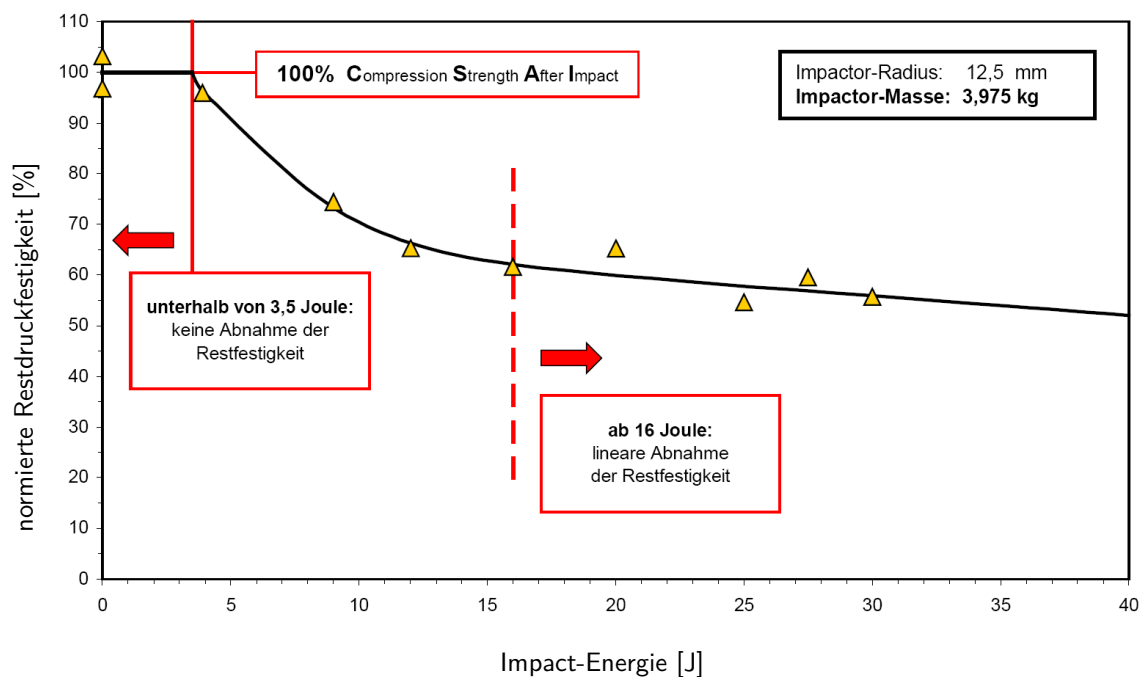


Abb. 5.5: Restdruckfestigkeit von CAI-Platten [RKA⁺05]. Verlauf vergleichbar mit den Ergebnissen der Rohrproben trotz variiertes Ausgangsgrößen.

Klima- und Alterungseinflüsse ließen sich nicht in dem Maße bestätigen, wie sie in der Literatur vorausgesagt wurden. Eine längere und umfangreichere Einflussnahme vor allem von Gefrier- und Auftauzyklen würde deutlichere Ergebnisse liefern. Zudem könnte die Auswirkung von UV-Strahlung kritisch für die Lebensdauer von Bauteilen sein.

5.2.2 Berücksichtigung von Fatigue und Schadenswachstum

Fahrzeugschwingungen

Neben den bereits erwähnten klassischen Lastfällen spielen gerade für das Fatigueverhalten die in einer Fahrzeugkarosserie auftretenden Schwingungszustände eine entscheidende Rolle. Es gibt eine Reihe von Faktoren, die das Schwingungsverhalten beeinflussen: Motorerregte, raderregte und fahrbahnerregte Schwingungen werden unterschieden. In Abb. 5.6 sind verschiedene resultierende Schwingungsphänomene zu sehen. Für eine detaillierte Bestimmung des Einflusses auf den seitlichen Dachrahmen und darin enthaltene Impactschäden würden sich weitere Lastwechselversuche anbieten - zu einem späteren Zeitpunkt auch an vorhandenen Serienbauteilen.

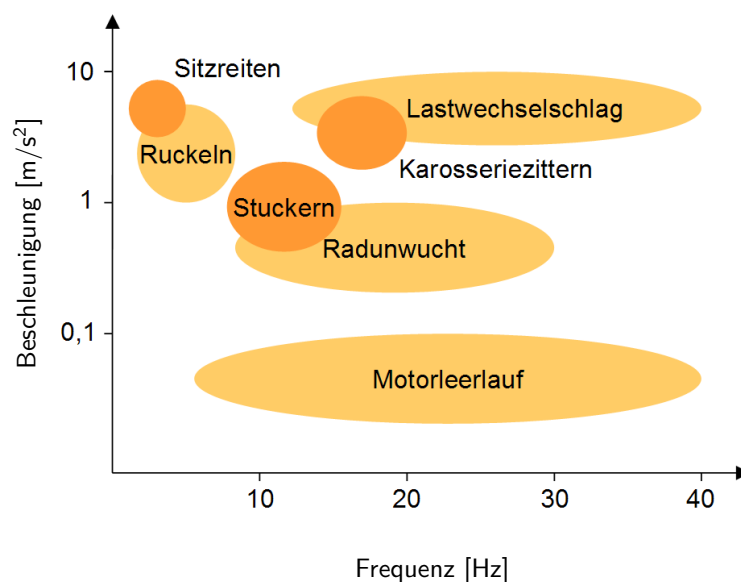


Abb. 5.6: Schwingungsphänomene im Automobil [Bra05] beeinflussen Fatigueverhalten und Schadensausbreitung. Ursachen sind motorerregte, raderregte und fahrbahnerregte Schwingungen.

Fatigueverhalten

Das Fatigue- oder auch Ermüdungsverhalten sowie Risswachstum in CFK ist ein komplexes Thema. Detaillierte Angaben über den Einfluss einer bestimmten Anzahl von Lastzyklen können daher bisher nicht gemacht werden. Auslegungen werden auf der

Basis von praktischen Versuchen durchgeführt. Die Erfahrung zeigt, dass Schäden in CFK offenbar nicht wachsen, wenn das Material im Einsatz um nicht mehr als 4‰ seiner Dehngrenze verformt wird.

Untersuchungen haben ergeben, dass CAI-Proben selbst nach mehr als 10^6 Lastwechseln mit einer Druckbelastung von bis zu 30 kN bei einer Frequenz von 5 Hz keine mit dem bloßen Auge erkennbaren Veränderungen der Schadensfläche zeigen [AKE⁺06]. Erst eine exakte Vermessung der Schadensfläche in OLT-Bildern zeigen eine um bis zu 10 % leicht vergrößerte Schadensfläche. Da die Schadensfläche in etwa quadratisch mit der Schadensbreite steigt, kann man davon ausgehen, dass der Schaden nur um etwas mehr als 3 % in der Breite gewachsen ist. Wie gezeigt wurde, hat die Schadensbreite den größten Anteil an der Abnahme der Restdruckfestigkeit. Mit sinkender Anzahl der Belastungszyklen nimmt diese Vergrößerung ab.

Belastungen, die in Form von Schwingungen auf die Bauteile im praktischen Einsatz einwirken, liegen im normalen Fahrbetrieb meist unterhalb von den oben erwähnten 30 kN. Eine detaillierte Untersuchung bei den im Fahrzeug auftretenden Belastungen und Frequenzen an den verwendeten Probekörpern steht noch aus. Die Literaturangaben lassen einen geringen Einfluss vermuten. Jedoch hängt die tatsächliche Auswirkung von Faktoren wie Materialdicke, Dimensionierung und Einsatzbereich ab.

5.2.3 Bewertung für die praktische Anwendung

Die Ergebnisse sind für die praktische Anwendung von großer Bedeutung. Die akademischen Ergebnisse lassen eine Übertragung auf reale Strukturen mit gekrümmten Oberflächen zu. Aufgrund der geringen Streubreite und den eindeutigen Kurvenverläufen ist die Qualität der Versuchsergebnisse als sehr gut zu bezeichnen. Eine Variation der Lastfälle, wie z. B. reine Biegung oder kombinierte Belastungen, würde die Ergebnisse dieser Arbeit verifizieren. Im Rahmen des Forschungsvorhabens werden diese Versuche noch durchgeführt werden, um die Erkenntnisse abzurunden und zu vervollständigen. Eine Übertragung auf weitere Lastfälle ist dann mit fundierter Basis möglich.

Durch die analytische Darstellung ist eine verlässliche Interpolation und somit Vorhersage für weitere Schadensgrößen möglich, nachdem mit drei Schadensgrößen je zwei bis drei Versuche durchgeführt wurden. Dies kann mit einfachen Bohrungen erfolgen,

da Einschläge bzw. Impacts wie gezeigt immer weniger kritisch sind. Der Versuchsaufwand ist demnach sehr übersichtlich. Auch die Simulation bietet sich für zukünftige Versuchsreihen an. Die Verifikation an realen Versuchen ist derzeit noch unverzichtbar, auch wenn präzise Kalibrierungsversuche gemacht wurden. Die Simulationsergebnisse zeigen in allen Fällen die gleiche Tendenz bei den unterschiedlichen Lagenaufbauten und Schadensgrößen für die Restdruckfestigkeit wie die Rohrversuche. Die konkreten Zahlenwerte jedoch weichen von der Realität ab. Zukünftig kann die Simulation die praktischen Versuche eventuell ersetzen. Derzeit jedoch ist beispielsweise die Verwendung eines Gewebes im Materialmodell erst Stand der Forschung. Eine detaillierte Kennwertermittlung für das verwendete Material ist in jedem Fall unumgänglich. Die komplexen Zusammenhänge von Faser, Matrix sowie das interlaminaire Zusammenspiel für die Verwendung im Simulationsmodell erfordern genauere Kenntnisse.

5.3 Anwendung

5.3.1 Methodisches Vorgehen anhand des 7-Punkte-Plans

Das dargestellte Vorgehen anhand des 7-Punkte-Plans aus Tab. 1.3 kann für beliebige Bauteile, Geometrien, Materialien, Lagenaufbauten etc. durchgeführt werden.

Der erkannte Schaden wird vermessen, und seine Ausbreitung ins Verhältnis zum Querschnitt oder sonstiger Bezugsfläche gesetzt. Ist die erlaubte Schadensgröße für den konkreten Fall noch nicht bekannt, ist die benötigte Belastung für diesen Bauabschnitt aus der Berechnung am Gesamtfahrzeug zu ermitteln.

Die geschädigte Struktur wird in einer idealisierten Geometrie in Materialien, Lagenaufbau und Wandstärke nachgebildet. Schädigungen vergleichbarer Größe wie dem detektierten Schaden werden in das Material eingebracht und ebenso wie ungeschädigte Vergleichsproben bis zum Bruch einer Belastung unterworfen, wie sie am Fahrzeug in diesem Bereich vorliegt - in diesem Fall Rohrproben unter reiner Druckbeanspruchung. Der Umfang kann auf etwa drei Versuche pro Schadensgröße reduziert werden.

Um eine mathematische Beschreibung der Bruchlast in Abhängigkeit der Schadensgröße auch für zukünftige Schädigungen zu erzeugen, müssen die Bruchlast für einen ungeschädigten Fall und drei weitere Schadensgrößen bekannt sein.

Die Simulation kann erst nach Ermittlung der genauen Materialkennwerte durchgeführt werden, liefert jedoch nach einer Überprüfung mit den Versuchen aussagekräftige Informationen für das verwendete Material auch bei wechselnder Faserorientierung und Geometrie. Die einmal gewonnenen Daten können demnach auf beliebige Bauteile angewandt werden. Dieses umfangreiche Vorgehen eignet sich demnach vor allem für Lagenaufbauten mit identischen Halbzeugen und Matrixsystemen, die in vielen Bauteilen Verwendung finden. Bei einer veränderlichen Qualität z. B. von Faservolumengehalt, Flächengewicht oder Abweichungen der Faserorientierung können keine zuverlässigen Ergebnisse erzielt werden. Auch hier ist eine erneute Kalibrierung sinnvoll.

5.3.2 Umsetzung in der Praxis

Schadensgröße von nicht erkannten Schäden

Die durchgeführten Untersuchungen beschäftigen sich mit Schäden, die derart deutliche Auswirkungen haben, dass sie von außen auf der Bauteiloberfläche sichtbar sind. Jedoch wird es aufgrund des Schädigungsverhaltens von CFK immer auch Schäden geben, die unentdeckt bleiben.

So werden Schädigungen, die kleiner als ein Barely Visible Impact Damage sind, oder auf der Bauteiloberfläche gar keinen Schaden hinterlassen, ohne ZfP-Methoden nicht erkannt. Und ohne eine sichtbare Schädigung besteht oftmals kein Grund, gezielt nach einem konkreten Schaden zu suchen. Dennoch ist die Struktur geschwächt.

Der Vergleich der Versuchsergebnisse von Bohrungs- und Impactproben zeigt, ab welcher Schädigungsgröße der Einfluss kritisch für ein Bauteil sein kann. Eine detaillierte Beurteilung ist für Einzelfälle unumgänglich. Dabei hat sich auch gezeigt, dass beispielsweise erst ab einer Impactenergie von 4 - 5 J die zurückbleibenden Schäden mit einer Eindringtiefe von nur 0,1 mm bei dem verwendeten Rohrmaterial von außen sichtbar bleiben (vgl. Tab. 2.5). Für den Einzelfall muss sich zeigen, ob diese nicht erkannten Schäden je nach Bauteil dennoch tolerierbar sind. Es ist sinnvoll, diesen Umstand bereits bei der Auslegung von Bauteilen zu berücksichtigen, um alle kritischen Schäden zu erkennen und zu finden.

Grenzmusterkatalog

In einem Grenzmusterkatalog können verschiedenste an CFK-Bauteilen auftretende Schäden katalogisiert werden. Abbildungen von Thermographieuntersuchungen, entsprechende Angaben zu den Abmessungen der Schadensflächen und Bauteile, an denen diese Schäden auftreten können, können hier dokumentiert werden.

Entsprechende Grenzlasten für die Bewertung eines Schadens können mit Unterstützung aus Simulationen und Versuchen am Fahrzeug für verschiedene Bauteile definiert werden. Dabei können die Geometrien in kritische und nicht kritische Zonen eingeteilt werden mit der Angabe, ab welcher Schadensgröße in welchem Bereich Maßnahmen erforderlich werden.

Wird in einer Struktur eine Schädigung entdeckt, kann die notwendige Vorgehensweise nach Bauteil, Lagenaufbau und kritischer Zone bei Bedarf einfach „abgelesen“ werden.

Bauteil	Zone	Bereich	zul. Reduktion %	Schaden [mm]	Beispielbild
Dachrahmen	1	Säule A	12	4	
	2	Fahrtür	37	∴	
	3	...			
Schweller	1	Beifahrtür	...	15	
	2	Fonds links			
...					
	∴			∴	

Tab. 5.1: Mögliche Form eines Grenzmusterkatalogs zur Bewertung von Bauteilen auf Druck. Die Zahlenwerte sind Beispiele ohne Anspruch auf Gültigkeit. Die Einteilung von Zonen erfolgt in Abstimmung mit dem Kundenservice.

Der Grenzmusterkatalog kann für typische zu erwartende Schädigungen für ausgewählte Bauteile vorab erstellt werden. Neue Schadenssituationen können mit dem hier vorgestellten Prinzip der Schadensanalyse bewertet und in den Katalog aufgenommen werden. Um einen Eindruck zu bekommen, wie ein solcher Katalog aussehen könnte, ist hier eine mögliche Form dargestellt (Tab. 5.1).

5.3.3 Schlussfolgerung für Neukonstruktionen

Für Neukonstruktionen oder auch Weiterentwicklungen wäre es möglich, einzelne Teile oder Ausschnitte von Bauteilen in dem Maße überzudimensionieren, dass ein nicht erkannter Schaden ungefährlich bleibt. Ein Beispiel stellt die zu Beginn des Kapitels untersuchte Dachstruktur dar, bei der bereits deutlich sichtbare Schäden die Fahrzeugsteifigkeit und -sicherheit je nach Lagebereich nicht kritisch beeinflussen.

Als Beispiel kann hier die Konstruktionsphilosophie aus dem Flugzeugbau dienen. Beim sogenannten „damage tolerance design“ werden kleine Schädigungen in der Struktur erlaubt, sofern die Mindestanforderungen auch mit Schaden noch voll erfüllt sind. Ebenso muss in diesen Fällen sicher gestellt sein, dass unentdeckte Schäden nicht wachsen.

Da reale Schäden an Bauteilen keine kreisrunden Fehlstellen in der Struktur hinterlassen, ist eine Simulation oder eine praktische Überprüfung mit Bohrungslöchern immer der schlimmstmögliche Fall. Eine vorherige Absicherung mit dieser vereinfachten Darstellung deckt jeden möglichen Schaden ab. Anhand eines vorhandenen Grenzmusterkatalogs kann ein möglicher Einfluss von Beschädigungen von Beginn an berücksichtigt werden.

Kapitel 6

Zusammenfassung

6.1 Fazit

Es wurde ein methodischer Ansatz entwickelt, anhand dessen nachträglich in CFK-Bauteile eingebrachte Schädigungen - durch beispielsweise Impact, Missbrauch oder Unfälle - bewertet werden können und eine Entscheidung über Handlungsbedarf in Form von Reparatur oder Austausch getroffen werden kann.

Ein 7-Punkte-Plan beschreibt das methodische Vorgehen von der Schadenserkenkung über die Bestimmung der verbliebenen Performance bis zur Sammlung der Erkenntnisse in einem Grenzmusterkatalog am Beispiel der Restdruckfestigkeit. Die exemplarisch an vereinfachten Geometrien durchgeführten Versuche wurden dargestellt und analysiert. Es zeigt sich, dass einige wenige praktische Versuche ausreichen, das Versagensverhalten in Abhängigkeit der Schädigung zu bewerten und für vergleichbare Geometrien und Lagenaufbauten auch für weitere Schadensgrößen zu extrapolieren und somit vorherzusagen. Die Versuche konnten in mathematisch anschaulichen Beschreibungen dargestellt werden. Die gewonnenen Ergebnisse haben eine geringe Streubreite, liefern zuverlässige Vorhersagen und können mit überschaubarem praktischem Aufwand für eine präzise Aussage durchgeführt werden. Für die Übertragung auf einen anderen Lagenaufbau und eine Vorhersage für die Ergebnisse haben sich zudem die Carpet-Plots als zuverlässig auf Strukturen mit gekrümmten Oberflächen übertragbar erwiesen.

Um die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf beliebig gekrümmte Bauteile zu verifizieren, sollten Versuche an ebenen Platten und gekrümmten Bauteilen mit identischen

Materialien und Lagenaufbauten durchgeführt werden. Die bisherigen Vergleiche mit Literaturdaten lassen ein positives Ergebnis erwarten. Je nach Lagenaufbau erzeugen Impacts gleicher Energie unterschiedlich ausgeprägte Schadensstellen. Eine detaillierte Untersuchung von Proben mit eingebrachten Nuten, die hauptsächlich entweder eine Quer- oder Längsausdehnung vorweisen, macht deutlich, dass der Längsanteil eines Schadens auf die Restdruckfestigkeit der Rohrproben gar keinen Einfluss hat.

Die durchgeführte Simulation zeigt, wie die Ergebnisse in computergestützte Rechensoftware übertragen werden können, um vor allem eine Verallgemeinerung auf weitere Geometrien und andere Lagenaufbauten zu ermöglichen. Die Verifikation durch einen Abgleich mit identischen praktischen Versuchen ist nur möglich, wenn umfassende Kalibrierungen des Materialmodells vorgenommen werden. Vollständig kann also auf die Durchführung von Versuchen bisher nicht verzichtet werden. Dies erfordert einen hohen Arbeitsaufwand, bis die ersten Ergebnisse vorliegen können. Sind die Modelle einmal erstellt und verifiziert, ist eine Variation leicht möglich. Die Ergebnisse lassen eine verlässliche Vorhersage zu, wenn man den Ausgangszustand berücksichtigt. Die Abbildung der Realität kann durch umfangreichere Kalibrierungen der Materialmodelle noch verbessert werden. Ebenso wird das Voranschreiten der Forschung auf dem Gebiet der Simulation einen großen Beitrag zur Verbesserung der Vorhersagen leisten.

Eine wesentliche Voraussetzung für die Entscheidung zum Umgang mit Schäden ist, dass die Schädigung gefunden wird. Neben einer Sichtprüfung muss für die Schadenserkenntnis in der Praxis daher ein geeignetes Verfahren verwendet werden, um die Größe von Schädigungen zerstörungsfrei im Material zu bestimmen. Die Optische Lock-In Thermographie mit Phasenmodulation bietet sich dafür an. Wichtig ist dabei die Nachbereitung der Daten mit einer Fouriertransformation. Verzichtet man darauf, bleiben Schadensstellen in CFK teilweise unentdeckt.

Die Ergebnisse aus Versuchsprogramm und Verifikation in der Simulation sowie die dargestellte Anwendung am Beispiel des seitlichen Dachrahmens machen deutlich, dass das methodische Vorgehen für die Analyse von Schäden anhand der vorgestellten Schritte zielführend durchführbar ist. Das exemplarische Vorgehen lässt sich auf variierte Lagenaufbauten, Geometrien und Bauteile erweitern und liefert eine Grundlage zur Erstellung von Schadensanalysekatalogen für den Kundenservice.

6.2 Ausblick

Zukünftig werden zu bereits heute in Serie gefertigten Fahrzeugen (Abb. 6.1 zeigt ein CFK-Monocoque des Porsche Carrera GT) mit einer tragenden CFK-Struktur weitere hinzukommen. Die Beurteilung von Schäden in CFK wird somit im automobilen Alltag notwendig.



Abb. 6.1: CFK-Monocoque eines Porsche Carrera GT. Im Sportwagenbereich wird CFK bereits seit längerer Zeit für tragende Strukturen verwendet. [Quelle: Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG]

Die Graphik in Abb. 6.2 auf der nächsten Seite verdeutlicht die Entwicklung eingesetzter Werkstoffe im Automobil in den letzten 15 Jahren. Es ist zu erwarten, dass sich der dargestellte Trend fortsetzt. Eindrucksvoll ist die Ausrichtung hin zu Leichtbauwerkstoffen erkennbar. Demnach wird auch die Verwendung von Kunststoffen, zu denen CFK zu zählen ist, weiter zunehmen, selbst wenn ein Durchbruch für tragende Bauteile in der Großserie in naher Zukunft als unwahrscheinlich eingeschätzt wird [Bra05]. Von 1995 bis heute hat sich der Anteil von Aluminium verdoppelt. Der Kunststoffanteil ist um mehr als 30 % gestiegen. Vor dem Hintergrund, dass die Verwendung von Faserverbundwerkstoffen im Automobil zunimmt, werden auch mehr und mehr Anwendungsfälle für den Einsatz der Methodik entstehen, da die entwickelte Methodik zur Schadensanalyse auf diverse Anwendungen, Lastfälle und Bauteile angewandt und erweitert werden kann.

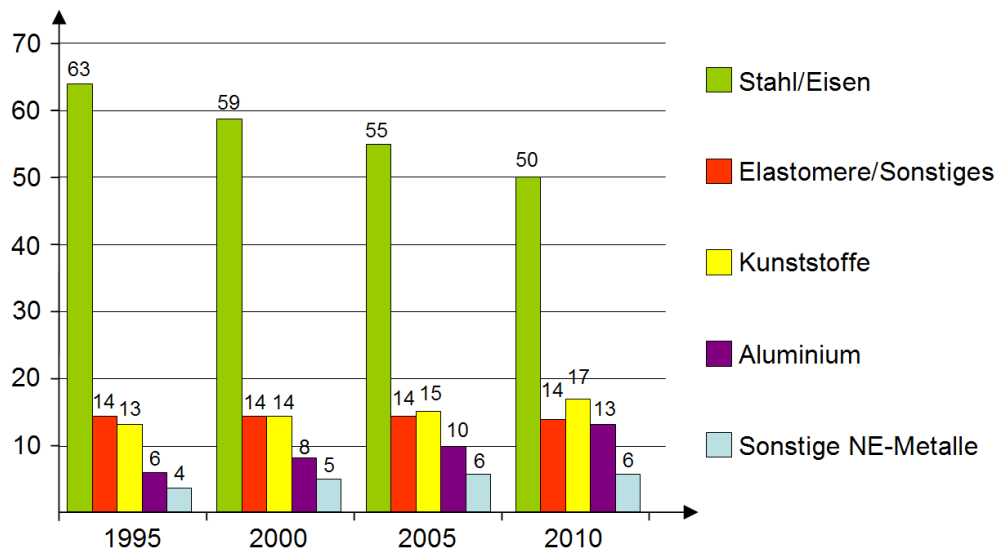


Abb. 6.2: Entwicklung des Einsatzes unterschiedlicher Werkstoffe in PKW in % [Bra05]. Leichtbauwerkstoffe, zu denen u. a. faserverstärkte Kunststoffe und Aluminium gehören, werden weiter an Bedeutung gewinnen.

Um die vorgestellte Methodik weiter zu verfeinern und zu verifizieren, sollte das durchgeführte Versuchsprogramm ergänzt werden. Besonders interessant ist die Übertragung der gewonnenen Erkenntnisse auf andere Lastfälle. Die Ergebnisse können die Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf kombinierte Lastfälle verifizieren. Gerade die Untersuchung des Einflusses von ausschließlich längs- oder querausgerichteten Schäden auf biege- und torsionsbelastete Bauteile liefert hier sicherlich aufschlussreiche Ergebnisse. Untersuchungen auf das Impactverhalten durch Materialänderungen und Alterungseinflüsse können noch ausführlichere Antworten für das Verständnis der Hintergründe von Schadensausdehnung und Restdruckfestigkeit liefern.

Die Simulation wird in Zukunft eine wachsende Rolle einnehmen. Durch verbesserte Simulationsmodelle reichen die normierten Kalibrierungsversuche aus und auf Abgleiche mit praktischen Versuchen kann unter Umständen je nach Anwendung verzichtet werden. Je nach Entwicklung in der Simulationsforschung können möglicherweise irgendwann sogar die Kalibrierungsversuche entfallen, wenn eine ausreichende Datenbasis früherer Forschungsergebnisse vorliegt.

Ebenso ist die Berechnung weiterer Bauteile mit Simulationsmethoden angedacht. Kritische Belastungsgrenzen können aufgezeigt und dokumentiert werden. Die Vorgehens-

weise orientiert sich, wie hier exemplarisch gezeigt, am entwickelten 7-Punkte-Plan. Für einen späteren Umgang im praktischen Einsatz kann auf die Erkenntnisse der Entwicklungsphase zurückgegriffen werden.

Die Methodik zum Umgang mit Schäden an Fahrzeugen kann im praktischen Einsatz angewandt werden. Im Bereich des Motorsports wird bereits auf solche Erfahrungswerte zurückgegriffen. Wachsende Datenbasen und Schadenskataloge vereinfachen den Umgang immer weiter. Jedes weitere Ergebnis, sowohl von Versuchen als auch von Schadenserkennung und Simulation, trägt zu einer wachsenden Datenbasis bei. So wird der Grenzmusterkatalog nach und nach vervollständigt.

Literaturverzeichnis

- [Abr98] ABRATE, S.: *Impact on Composite Structures*. Cambridge University Press, 1998
- [AKE⁺06] AOKI, R. ; KENSCHKE, Ch. ; EBERLE, K. ; WAGNER, H. ; DRECHSLER, K. ; KEILIG, Th.: NDE Assessment of Long Fiber Reinforced GFRP and CFRP. In: *Damage and its Evolution in Fiber-Composite Materials: Simulation and Non-Destructive Evaluation* (2006), S. 223–250
- [Bec10] BECK, Felix: *Fügekonzepte für CFK und Aluminium im Automobilbau*, Institut für Flugzeugbau der Universität Stuttgart, Diss., 2010
- [BK06] BUSSE, G. ; KRÖPLIN, B. ; WITTEL, F. (Hrsg.): *Damage and its Evolution in Fibre-Composite Materials: Simulation and Non-Destructive Evaluation*. ISD Verlag, 2006
- [Bra05] BRAESS, H.-H. ; SEIFFERT, U. (Hrsg.): *Handbuch Kraftfahrzeugtechnik*. Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, 2005
- [BS87] BARON, Ch. ; SCHULTE, K.: Einfluss der Laminatkomponenten von CFK-Werkstoffen auf das statische und das dynamische Verhalten. In: *Z. Werkstofftech.* 18 (1987), S. 306–313
- [CI02] CARTIÉ, D.D.R. ; IRVING, P.E.: Effect of resin and fibre properties on impact and compression after impact performance of CFRP. In: *Elsevier Composites Part A* 33 (2002), S. 483–493
- [Cun09] CUNTZE, Ralf: *Einfluss von Frost auf das Risswachstum in CFK*. August 2009. – Gesprächsnotiz

- [DIN69] *DIN 60 000 Textilien - Grundbegriffe, Deutsche Industrie Norm.* 1969
- [DIN92] *DIN EN 3783 Faserverbundwerkstoffe - Normierung von faserabhängigen mechanischen Eigenschaften.* 1992
- [DIN96] *DIN EN 6038 Faserverstärkte Kunststoffe: Prüfverfahren - Bestimmung der Restdruckfestigkeit nach Schlagbeanspruchung.* 1996
- [DIN97] *DIN EN ISO 527-4 Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften.* 1997
- [DIN98] *DIN EN ISO 14 129 Faserverstärkte Kunststoffe - Zugversuche an 45 °-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungs-Kurve, des Schubmoduls in der Lagenebene.* 1998
- [Döl09] DÖLL, Jochen: *Einfluss von Materialschädigungen auf die Dachstabilität FMVSS216.* Oktober 2009. – Audi AG
- [Dre06] DRECHSLER, Klaus: *Leichtbau - Begleitunterlagen zur Vorlesung.* 2006. – Universität Stuttgart, Institut für Flugzeugbau
- [Dur08] DURST, K.: *Beitrag zur systematischen Bewertung der Eignung anisotroper Faserverbundwerkstoffe im Fahrzeugbau,* Universität Stuttgart, Diss., 2008
- [DZ95] DAVIES, G. A. O. ; ZHANG, X.: Impact Damage Prediction in Carbon Composite Structures. In: *Pergamon* 16 (1995), S. 149–170
- [ES04] EARL, J. S. ; SHENOI, R. A.: Hygrothermal ageing effects on FRP laminate and structural foam materials. In: *Elsevier Composites Part A* 35 (2004), S. 1237–1247
- [EU00] *Richtlinie 2000/53/EC des Europäischen Parlaments und des Rates.* Bd. L269/34. Amtsblatt der Europäischen Gemeinschaften, 21. Oktober 2000
- [FZR96] FLEMMING, M. ; ZIEGMANN, G. ; ROTH, S.: *Faserverbundbauweisen, Halbzeuge und Bauweisen.* Springer Verlag, 1996
- [Gle09] GLEITER, Andreas: *OLT Thermographiebilder.* November 2009. – Institut für Kunststofftechnik, Bereich ZfP, Universität Stuttgart

- [Gra06] GRANT, Glenn: Low-Cost Composites in Automotive and Heavy Vehicle Manufacture. In: *JOM Journal of the Minerals, Metals and Materials Society* 58 (November 2006), S. 66
- [HH06] HOLBERY, J. ; HOUSTON, D.: Natural-Fiber-Reinforced Polymer Composites in Automotive Applications. In: *JOM Journal of the Minerals, Metals and Materials Society* 58 (November 2006), S. 80–86
- [HJC⁺07] HOSUR, M. ; JAIN, K. ; CHOWDHURY, F. ; JEELANI, S. ; BHAT, M. R. ; MURTHY, C. R. L.: Low-velocity impact response of carbon/epoxy laminates subjected to cold-dry and cold-moist conditioning. In: *Elsevier Composite Structures* 79 (2007), S. 300–311
- [Hoh08] HOHENWARTER, Markus: *GeoGebra 3.0 - Open Source Software*. Johannes Kepler Universität Linz. <http://www.geogebra.org>. Version: April 2008
- [ICKY01] IM, K.-H. ; CHA, C.-S. ; KIM, S.-K. ; YANG, I.-Y.: Effects of temperature on impact damages in CFRP composite laminates. In: *Composites Part B: Engineering* 32 / 8 (2001), S. 669–682
- [IKT09] IKT: *Lock-In Thermographie*. Präsentation 2009. – Institut für Kunststofftechnik, Bereich ZfP, Universität Stuttgart
- [JH10] JÄGER, Hubert ; HAUKE, Tilo: *Carbonfasern und ihre Verbundwerkstoffe*. Verlag Moderne Industrie - SGL Group, 2010
- [JP00] JOHNSON, A. F. ; PICKETT, A. K.: Numerical modelling of composite structures under impact loads. In: *EURODYMAT - 6th International Conference on Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading* (2000), S. 509–514
- [Kle10] KLEMENT, Meike: *Klimaeinflüsse auf Druckfestigkeit von CFK*. Oktober 2010. – Studienarbeit. Institut für Flugzeugbau, Universität Stuttgart
- [Ko93] KO, F. K. ; MORAN-LOPEZ, J.L. (Hrsg.) ; SANCHEZ, J.M. (Hrsg.): *Advanced Textile Structural Composites, Advanced Topics in Material Science and Engineering*. Plenum Publishers, 1993

- [Koc09] KOCHAN, Antje: *Zerstörungsfreie Prüfung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden für die Qualitätssicherung*. September 2009. – Konzernforschung Volkswagen, Präsentation zum Forschungsprojekt
- [LD92] LADEVÈZE, P. ; DANTEC, E. L.: Damage modelling of the elementary ply for laminated composites. In: *Composites Science and Technology* 43 (1992), S. 257–267
- [LPH02] LI, G. ; PANG, S. ; HELMS, J.: Stiffness Degradation of FRP Strengthened RC Beams Subjected to Hygrothermal and Aging Attacks. In: *Composite Materials* 36 (2002), S. 795–812
- [LS08] LEE, J. ; SOUTIS, C.: Experimental Investigation on the Behaviour of CFRP Laminated Composites under Impact and Compression After Impact. In: YOO, Seung-Deog (Hrsg.): *EKS2008 Proceedings of the EU-Korea Conference on Science and Technology*, Springer Verlag, 2008
- [LTH80] *Luftfahrttechnisches Handbuch – Faserverbundleichtbau (FVL)*. Bd. 1. Beitrag 22400-07, April 1980
- [Mal93] MALLICK, Pankar K.: *Fiber-Reinforced Composites - Materials, Manufacturing, and Design*. Second Edition. Dekker, 1993
- [MP88] MOORE, D. R. ; PREDIGER, R. S.: A Study of Low-Energy Impact of Continuous Carbon-Fiber-Reinforced Composites. In: *Polymer Composites* 9 No. 5 (1988), S. 330–336
- [MT00] MORIOKA, K. ; TOMITA, Y.: Effect of lay-up sequences on mechanical properties and fracture behavior of CFRP laminate composites. In: *Elsevier Materials Characterization* 45 (2000), S. 125–136
- [MV01] MEYBERG, Kurt ; VACHENAUER, Peter: *Höhere Mathematik 1*. Bd. 6. Springer Verlag, 2001
- [PF06] PICKETT, A. K. ; FOUINETEAU, M. R. C.: Material characterisation and calibration of a meso-mechanical damage model for braid reinforced compo-

- sites. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37 (2006), S. 368–377
- [Pic07] PICKETT, Anthony: *Impact of a composite disc using multilayered shell elements*. 2007. – Tutorials and Material Calibration. Exercise: Transverse impact analysis of a simply supported composite disc.
- [Pic08] PICKETT, Anthony: *Single composite multi-layered shell element calibration - Global ply model*. 2008. – Tutorials and Material Calibration. Exercise: Simple calibration of a UD composite for elastic, damage and failure using a single element under various loadings
- [PSG⁺02] PAPANICOLAOU, G. C. ; SAMOILIS, G. ; GIANNIS, S. ; BARKOULA, N.-M. ; KARGER-KOCSIS, J.: A Model for the Accurate Prediction of the Residual Strength After Impact Damage due to Impact and Erosion of FRPs. In: *Recent Advances in Experimental Mechanics* (2002), S. 175–184
- [Ret09] RETZMANN, Selim: *Dynamische Methode zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit von Faserverbundlaminate*. November 2009. – Studienarbeit, Institut für Statik und Dynamik der Luft- und Raumfahrtkonstruktionen, Universität Stuttgart
- [Rhe10] RHEINFURTH, Martin: *Ultraschallprüfung an Rohren*. Januar 2010. – Institut für Kunststofftechnik, Bereich ZfP, Universität Stuttgart
- [RKA⁺05] RIEGERT, G. ; KEILIG, Th. ; AOKI, R. ; DRECHSLER, K. ; BUSSE, G.: Schädigungscharakterisierung an NCF-Laminaten. In: *19. Stuttgarter Kunststoff-Kolloquium*, 2005
- [RSD⁺10] RHEINFURTH, M. ; SCHMIDT, F. ; DÖRING, D. ; SOLODOV, I. ; BUSSE, G. ; HORST, P.: Air-coupled Lamb Waves Combined with Thermography for Monitoring Fatigue in Biaxially Loaded Composite Tubes. In: *Elsevier Composites Science* (2010)

- [SC96] SOUTIS, C. ; CURTIS, P. T.: Prediction of the Post-Impact Compressive Strength of CFRP Laminated Composites. In: *Elsevier Composites Science and Technology* 56 (1996), S. 677–684
- [Sch07] SCHÜRMAN, Helmut: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2., bearbeitete und erweiterte Auflage. Springer Verlag, 2007
- [SF98] SOUTIS, C. ; FILIOU, C.: Stress Distributions around Holes in Composite Laminates Subjected to Biaxial-Loading. In: *Applied Composite Materials* 5 (1998), S. 365–378
- [SP97] STAVROPOULOS, C. D. ; PAPANICOLAOU, G. C.: Effect of thickness on the compressive performance of ballistically impacted CFRP laminates. In: *Journal of Materials Science* 32 (1997), S. 931–936
- [SPP04] SUN, H. ; PAN, N. ; POSTLE, R.: On the Poisson's ratios of a woven fabric. In: *Composite Structures* 68 (2004), S. 505–510
- [SS08] *Kapitel Werkstoffe und Bauweisen ermöglichen neue Fahrzeugkonzepte* (FRIEDRICH, Horst E.). In: SCHINDLER, V. ; SIEVERS, I.: *Forschung für das Auto von morgen*. Springer Verlag, 2008, S. 301–345
- [SSN05] SANCHEZ-SAEZ, S. ; NAVARRO, C.: Compression after impact of thin composite laminates. In: *Elsevier Composites Science and Technology* 65 (2005), S. 1911–1919
- [Sul06] SULLIVAN, R.: Automotive carbon fiber: Opportunities and challenges. In: *JOM Journal of the Minerals, Metals and Materials Society* 58 (November 2006), S. 77–79
- [Sur10] SURY, Christopher: *Druckversuche und Impact in Simulation*. September 2010. – Studienarbeit. Institut für Flugzeugbau, Universität Stuttgart
- [Töt05] TÖTZKE, M.: *Untersuchungen zum Recycling von CFK durch Depolymerisation im Metallbad*, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, Diss., 2005

- [WDB08] WAGNER, H. ; DRECHSLER, K. ; BANSEMIR, H.: Verhalten unterschiedlicher FVW-Bauweisen und Fertigungstechniken unter Schlagbelastung. In: *DGLR-Jahrestagung*, Darmstadt 2008
- [WHW08] WEISSE, J. ; HÄHNLE, F. ; WOLF, K.: Simulation des Impactverhaltens von CFK-Sandwichpanels unter Vorlast. In: *7. LS-Dyna Anwenderforum Material II - Composites*, Bamberg 2008

Abbildungsverzeichnis

1.1	Audi R8 mit CFK-Sidepanel	2
1.2	Lagenaufbau und Faserorientierung	3
1.3	Zugfestigkeit verschiedener Carbonfasertypen über dem E-Modul	4
1.4	Unterschiedliche Bindungen für textile Halbzeuge	6
1.5	Verschiedene Schadensarten in einer CFK-Struktur	8
1.6	Konzeptionierung für die Schadensanalyse	10
1.7	Schadenseinfluss und Beurteilung	11
1.8	Mögliche Einsatzbereiche für CFK-Werkstoffe im Flugzeugbau	13
1.9	Evolution bei den Konzepten für Karosseriebauweisen	14
1.10	Problematik bei der Oberflächengüte von Gewebe	15
1.11	Wärmeausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Faserorientierung	17
1.12	Schematische Darstellung der Optischen Lock-In Thermographie	20
1.13	Wöhlerkurven von CFK und Aluminium	22
1.14	Fatigue-Verhalten von GFK-Rohren	23
2.1	Explosionszeichnung einer Fahrzeugkarosserie	32
2.2	Leinwand- und Köperbindung im Vergleich	34
2.3	Skizze zu den Vermessungspunkten der Versuchsrohre	37
2.4	Schliffbilder der verschiedenen Lagenaufbauten	38
2.5	Impactfallprüfstand und Einspannvorrichtung für Prüfkörper	42
2.6	Schematische Darstellung der Ausbreitung eines Impactschadens	43
2.7	Ultraschallbild eines delaminierten Rohres	44
2.8	Thermographiebild eines delaminierten Rohres	45
2.9	Umrechnung von projizierter auf tatsächliche Schadensbreite	45

2.10	Vergrößerung der delaminierten Fläche mit steigender Impactenergie . .	47
2.11	Delaminationsfläche in Abhängigkeit der Impactenergie	48
2.12	Sichtbare Schädigung in Abhängigkeit der Impactenergie - BVID	49
2.13	Schadensfläche nach Impact abhängig vom Lagenaufbau	50
2.14	Aluminiumscheibe zur Führung der Rohre im Druckversuch	52
2.15	CAI-Probe im Druckprüfstand	53
2.16	Prüfkörper im Druckprüfstand	54
2.17	Anordnung der Messpunkte für die DMS	55
3.1	Restdruckfestigkeit Konfiguration A, Bohrungen	58
3.2	Restdruckfestigkeit Konfiguration C, Bohrungen	58
3.3	Restdruckfestigkeit Konfiguration B, Bohrungen	59
3.4	Vergleich der Bruchbilder	60
3.5	Dehnungsverhalten der Rohre Konfiguration B	61
3.6	Dehnungsverhalten der Rohre Konfiguration A	61
3.7	Relative Restdruckfestigkeit der Rohre mit Bohrung	62
3.8	Carpet-Plot für die Laminatfestigkeit auf Druck	63
3.9	Absolute Restdruckfestigkeit der Rohre mit Bohrung	64
3.10	Restdruckfestigkeit Konfiguration A, Impacts	65
3.11	Restdruckfestigkeit Konfiguration B, Impacts	65
3.12	Restdruckfestigkeit Konfiguration C, Impacts	66
3.13	Restdruckfestigkeit Konfiguration C/F, Nut horizontal und vertikal . .	70
3.14	Konfiguration C/F: Mittelwerte von Bohrung, Impact und Nut	71
3.15	Vergleich von Bohrungs- und Impacteinflüssen in Konfiguration C . . .	72
3.16	Vergleich von Bohrungs- und Impacteinflüssen in Konfiguration A . . .	72
3.17	Vergleich von Bohrungs- und Impacteinflüssen in Konfiguration B . . .	73
3.18	Eingabeoberfläche zur Bestimmung von Kegelschnitten in <i>GeoGebra</i> . .	76
3.19	Hyperbel zur Beschreibung der Restdruckfestigkeit	77
3.20	Hyperbel der Ergebnisse von Konfiguration A mit Bohrungen	78
3.21	Graphische Beschreibung der Ergebnisse von Konfiguration B	78
4.1	Plan zur Entnahme der Probekörper aus der Platte	82
4.2	Notwendige Schritte zur Bestimmung der Kennwerte des Zugversuchs .	84

4.3	Notwendige Schritte zur Bestimmung der Kennwerte des Schubversuchs	85
4.4	Schematische Darstellung der Zugproben für die Kalibrierversuche . . .	86
4.5	Spannungs-/Dehnungsverhalten der Zugproben	87
4.6	Qualitative Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Kurve für Druck . . .	90
4.7	Spannungs-/Dehnungsverhalten der Schubproben	91
4.8	Visualisierung der Ablösung des Dehnungsmessstreifens im Diagramm .	93
4.9	Y_{12} - d_{12} -Kurve für Schubversuch #6, lineare Näherung	95
4.10	Diagramm zur Bestimmung von p_i	98
4.11	R_i - P_j -Kurve mit analytischer Näherungsfunktion	99
4.12	Idealisierung der Gewebelage	99
4.13	Lagerung und Belastung für die Lastfälle Zug und Schub	100
4.14	Simulationsergebnis des Zugversuchs	102
4.15	Eingabeoberflächen für Lagen- und Laminatdefinition in <i>PAM-Crash</i> .	103
4.16	Kalibrierung der Schubsimulation	104
4.17	Simulationsmodell einer Rohrprobe mit Bohrungsloch	105
4.18	Vernetzung der simulierten Bohrungen im Rohrmodell	106
4.19	Hierarchische Reihenfolge der Materialdefinition	107
4.20	Restdruckfestigkeit Konfiguration B, Simulation	109
4.21	Restdruckfestigkeit Konfiguration C, Simulation	109
4.22	Abweichung der Simulationsergebnisse von den Versuchen	111
4.23	Unterschiedliche Versagensformen in der Simulation	112
4.24	Simulation eines Impacts	114
5.1	Kfz-Bauteile mit besonderer Eignung für die Verwendung von CFK . .	117
5.2	Verschiedene Fehlstellen am Modell eines seitlichen Dachrahmens . . .	119
5.3	Abnahme der Tragfähigkeit am Beispiel eines Dachrahmens	120
5.4	Schnittkräfte an einem Fahrzeugelement	121
5.5	Restdruckfestigkeit von CAI-Platten	122
5.6	Schwingungsphänomene im Automobil	123
6.1	CFK-Monocoque eines Sportwagens der Firma Porsche	131
6.2	Entwicklung des Einsatzes unterschiedlicher Werkstoffe in PKW	132

Tabellenverzeichnis

1.1	Typische Faserwerkstoffe und Werkstoffgruppen	3
1.2	Verteilung von Schäden am Gesamtfahrzeug	12
1.3	Methodisches Vorgehen zur Analyse von Schäden	29
2.1	Lagenaufbau der Probekörper	38
2.2	Faservolumengehalt und Gewichtsanteile der Lagen in den Probekörpern	39
2.3	Schädigungen: Bohrungen und Impacts	41
2.4	Durchschnittliche Delaminationsfläche nach Impact	46
2.5	Durchschnittliche Eindrücktiefe nach Impact	48
2.6	Schädigungen: Nut in Längs- und Querrichtung	50
2.7	Kombination von Alterungseinflüssen und Impactschäden	51
3.1	Versuchergebnisse: Restdruckfestigkeit mit Bohrungen	57
3.2	Versuchergebnisse: Restdruckfestigkeit mit Impacts	67
3.3	Versuchergebnisse: Restdruckfestigkeit nach Alterung	68
3.4	Versuchergebnisse: Restdruckfestigkeit mit Nut	69
3.5	Bestimmung eines Kegelschnitts für Konfiguration C	74
4.1	Übersicht über alle für die Simulation benötigten Materialparameter . .	83
4.2	Materialparameter aus den einzelnen Zugversuchen	88
4.3	Materialparameter für das Simulationsprogramm: Zugeigenschaften . .	89
4.4	Materialparameter für das Simulationsprogramm: Druckeigenschaften .	90
4.5	Zahlenwerte für die Berechnung der Schub-Parameter	95
4.6	Materialparameter für das Simulationsprogramm aus Schubversuchen .	100
4.7	Simulationsergebnisse: Restdruckfestigkeit im Vergleich zu Versuchen .	110

5.1	Mögliche Form eines Grenzmusterkatalogs	127
A.1	Datenblatt UD Carbon Prepreg der Firma SEAL	146
A.2	Datenblatt Sigratex Prepreg der Firma SGL Group	147

Anhang A

Technische Datenblätter

HS150 EE24 REM CARBON UD PREPREG			
Uncured Prepreg	Unit	Value	
Carbon Fiber (HS carbon)	Wt %	48	
Glass Scrim (24 g/m ²)	Wt %	14	
Outlife @ 23 °C	days	30	
Storage life @ -18 °C	months	12	
Nominal Area Weight	g/m ²	242	
Nominal Resin Content	Wt %	38±3	
Cured Material Properties	Unit	Value	Standard Method
Cured ply thickness	mm	0,16	
Tensile Strength	MPa	1280	ASTM D 3039
Tensile Modulus	GPa	98	ASTM D 3039
Flexural Strength	MPa	1300	ASTM D 790
Flexural Modulus	GPa	100	ASTM D 790
I.L.S.S.	MPa	70	ASTM D 2344
G1c	J/m ²	-	ISO CD 15024

Tab. A.1: Datenblatt UD Carbon Prepreg der Firma SEAL

SIGRATEX PREPREG CE 8208-165-45S

Verbunddaten

Biegefestigkeit	0°	1050 M Pa
	90°	1000 M Pa
Biege E-Modul	0°	60 G Pa
	90°	60 G Pa
Interlaminare Scherfestigkeit	0°	70 M Pa
	90°	70 M Pa
Zugfestigkeit	0°	950 M Pa
	90°	900 M Pa
Zug E-Modul	0°	60 G Pa
	90°	60 G Pa
Bruchdehnung	0°	1,6 - 1,7 %
Dichte		1,56 g/cm ³

Fertigungsdaten

Prepregart	Gewebe Leinwand	(KDL 8084)
Harzsystem	Epoxid	201
Faserart	Kette	4Fd/cm CF 3K 200tex
	Schuss	4Fd/cm CF 3K 200tex
Faserflächengewicht		160 g/m ²
Prepregflächengewicht		300 g/m ²
Harzgehalt		45% ± 3%
Breite		120 cm
Rollenlänge		50 bzw. 100 m
Laminatdicke		0,15 mm

Tab. A.2: Datenblatt Sigratex Prepreg der Firma SGL Group