



DIPLOMARBEIT

Entwicklung eines nichtlinearen Finite Elemente Simulationsmodells zur Nachbildung des Crash-Verhaltens von gewebeverstärkten CFK/Epoxid-Laminaten

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades
eines Diplom-Ingenieurs

unter der Leitung von

Associate Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Heinz Pettermann

Dipl.-Ing. Martin Schwab

Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik

eingereicht an der Technischen Universität Wien

Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaft

von

Christian Riener, BSc

Matr. Nr. 0727393

Neustift 41, 4443 Maria Neustift

Wien, am 12.04.2016

.....
(Christian Riener)

Danksagung

An erster Stelle seien meine Eltern genannt, deren Unterstützung dieses Studium ermöglicht hat und die nach wie vor einen starken Rückhalt in meinen Leben darstellen.

Ich möchte auch die Gelegenheit nutzen, um mich bei den Mitarbeitern des Instituts für Leichtbau und Struktur Biomechanik zu bedanken, die mich im Rahmen meiner Ausbildung auf verschiedenste Weise unterstützt haben. Allen voran meinen Diplomarbeitbetreuern Assoc. Prof. Heinz Pettermann und Dipl.-Ing. Martin Schwab, welche mir regelmäßig mit gutem Rat zur Seite standen.

Bedanken möchte ich mich auch beim TU Wien Racing Team, welches mir dieses Diplomarbeitsthema ermöglichte. Danke auch für die praktische Erfahrung, die ich im Verlauf meiner Mitgliedschaft sammeln konnte und von der ich meine, dass sie meine universitäre Ausbildung hervorragend ergänzt hat.

Natürlich seien auch all die Freunde erwähnt, die mich im Zuge meiner Ausbildung begleitet, unterstützt und manchmal auf "positive" Weise abgelenkt haben.

An letzter Stelle seien natürlich Dipl. Ing. Thomas Lechner und Ulrich Schneeweiß erwähnt. Ich möchte mich bei ihnen für die vorbildhafteste Wohngemeinschaft des 8. Bezirks bedanken. Ich sehe diese Zeit als große Bereicherung für mein Leben.

Kurzfassung

In der heutigen Industrie nimmt der Einsatz von faserverstärkten Kunststoffen (FVK) aufgrund ihrer hervorragenden Eigenschaften mehr und mehr zu. Sie ersetzen dabei klassische Konstruktionswerkstoffe und werden für die Realisierung von Strukturbauteilen verwendet. Des Weiteren werden FVK auch zunehmend für den Einsatz in sicherheitsrelevanten Bauteilen wie z.B. Crash-Absorber bewertet. FVK weisen ein Versagensverhalten auf, welches bei der Zerstörung des Werkstoffes mit einem hohen, auf die Dichte bezogenem, Energieaufnahmevermögen einhergeht. Komponententests sind aufwendig und teuer, weshalb die Entwicklung von Simulationsmodellen, welche das Crash-Verhalten hinreichend genau vorhersagen, unerlässlich ist.

In dieser Arbeit werden die ersten Schritte der Erstellung eines Simulationsmodells für eine Composite Crash-Box eines Formula Student Rennfahrzeuges behandelt, wobei die finale Berechnung der Crash-Box nicht Teil dieser Arbeit ist. Das Ziel dieser Arbeit besteht viel mehr darin, ein nichtlineares Finite Elemente Modell zu entwickeln, welches in der Lage ist, das Crash-Verhalten von CFK/Epoxid-Laminaten mit einfacher Geometrie nachzubilden.

Um dies zu erreichen, erfolgt die Modellgenerierung nach dem "*Building Block Approach*". Dieser stellt eine Vorgehensweise dar, welche sich zur Bewältigung einer solchen komplexen Aufgabenstellung eignet, da die benötigten Simulationsparameter Schritt für Schritt ermittelt werden. Bei der Simulation von Crash-Vorgängen handelt es sich um eine kurzzeitdynamische Problemstellung, weshalb in dieser Arbeit die explizite finite Elemente Methode zum Einsatz kommt. Des Weiteren ist es von großer Bedeutung, alle relevanten Versagensmechanismen (Faser-/Matrixbruch, Delamination von Einzelschichten) zu erfassen, welche für die Energiedissipation während des Crash-Vorgangs maßgeblich sind. Dabei wird als Modellierungsansatz ein "*Stacked Shell Approach*" gewählt, mit dessen Hilfe die intralaminare Einzelschichtschädigung und interlaminare Delamination von CFK/Epoxid-Laminaten nachgebildet werden kann. Für die Berechnung der Einzellagen wird dabei ein kontinuumsmechanisches Schädigungsmodell verwendet. Die Schädigung der interlaminaren Interfaceschichten wird über ein Kohäsivzonenmodell und Separationsgesetze beschrieben.

Die Entwicklung des numerischen Modells erfolgt schrittweise durch die Nachbildung von Materialtests, wie sie in der Praxis durchgeführt werden. Die Kalibrierung des

Materialmodells der Einzellagen erfolgt dabei anhand von Simulationsmodellen, welche Zug-, Druck- und Schubversuchen nachbilden. Die Kalibrierung der Kohäsiv-Elemente erfolgt anhand von Simulationen von DCB- und ENF Modellen, wobei näher auf das Themengebiet der virtuellen Streckung der kohäsiven Zone eingegangen wird. Die benötigten Simulationsparameter werden dabei anhand von Gleichungen angenähert. Die Simulationsergebnisse werden in weiterer Folge mit analytisch berechneten Kurvenverläufen verglichen.

Ist die Kalibrierung der Materialmodelle soweit abgeschlossen, wird deren Eignung anhand von Crash-Simulationen von Platten mit rechteckförmiger Geometrie und keilförmigen Triggermechanismus durchgeführt. Die Ergebnisse werden dabei mit Daten und Erkenntnissen, welche aus der Literatur entnommen wurden, verglichen und bewertet. Dabei wird gezeigt, dass die entwickelten Materialmodelle in der Lage sind, die komplexen Versagensformen von CFK/Epoxid-Laminaten sowie die Kraft-/Verschiebungsverläufe von realen Prüfkörpern nachzubilden.

Abstract

The usage of fiber reinforced plastics (FRP) in today's industry is highly increasing. Reasons for this development are the excellent properties of these group of materials. FRPs replace more and more typical construction materials and are applied in structural parts. In addition to the usage in this field, FRPs are getting in the last years attractive in Crash and Occupant safety applications. FRPs shows a failure behavior which is coupled with a high, related to the density, energy absorption. Component testing is time consuming and expensive, so the development of effective simulation models, which can describe the crash behavior of fiber reinforced crash-elements, is necessary.

Target of this work is to generate the first steps of a nonlinear finite element simulation model of a composite crash-box which is used in a formula student race car. At this point, it has to be mentioned, that the final simulation of the crash-box is not part of this thesis. The target consists therein, to create a numerical model which catches accurately the crash behavior of simple plates which consists of fabric CFK/epoxy laminates.

To reach this purpose, the development of the model follows the Building Block Approach which is a useful and, related to simulation time, cost-efficient tool to manage this sort of complex problem. Although the parameters which are necessary for the simulation are estimated step by step. Simulation of crash is a problem where dynamic processes appear in a very short timescale so the explicit finite element method is used for simulations. In crash analysis of FRPs, it is very important to catch all relevant failure mechanisms (Fiber-, Matrix-cracking, Delamination of Plys) to reach the necessary accuracy regarding the absorbed energy. By application of an stacked shell approach, the failure mechanisms of the plys and the intra-laminar interfaces can be captured. For the calculation of the single plys, a continuum damage model is chosen. The damage process of the Interface-material between the single plys is considered by a cohesive zone modeling approach and separation laws.

The development of the numerical models is done step by step by recreation of material test which are used in practical applications. The calibration of the material models of the single plys is done by simulation models, which recreate tensile, compression and shear tests. The cohesive elements are calibrated by performing Simulations of DCB- and ENF-Tests where in the topic of artificial extension of the cohesive zone is examined. The estimation of the

parameters which are needed for the simulation is done by approximation equations. The results which are obtained from simulations are compared with analytical estimated curves.

After the calibration processes of the material models are done, the crash behavior of a wedged composite plate is investigated. To check for accuracy, the simulation results will be compared to results and perceptions which were extracted from literature. It is proposed that the developed model has the capability to recreate the results from real component tests like regarding the failure mechanisms and the force/displacement curves.

Abkürzungsverzeichnis

BBA	Building Block Approach
CAE	Computer Aided Engineering
CFK	Kohlefaserverstärkter Kunststoff
DCB	Double Cantilever Beam
EA	Absorbierte Energie
ENF	End Notched Flexure
ESZ	ebener Spannungszustand
FEM	Finite Elemente Methode
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
SEA	Spezifische Energieabsorption
SSA	Stacked Shell Approach
UZS	Uhrzeigersinn

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	iii
Abstract	v
Abkürzungsverzeichnis	vii
1 Einführung	1
1.1 Bedeutung des Leichtbaus in der Automobiltechnik.....	1
1.2 Faserverstärkte Werkstoffe.....	3
1.3 Zielsetzung.....	5
1.4 Literaturübersicht.....	6
2 Crash-Verhalten	9
2.1 Grundlagen	9
2.2 Energieabsorption.....	10
2.3 Versagensmechanismen von faserverstärkten Kunststoffen	12
2.3.1 Belastung eines UD-Composites in Faserrichtung.....	12
2.3.2 Belastung eines UD-Composites quer zur Faserrichtung	13
2.3.3 Delamination	14
2.4 Crash-Verhalten von Strukturbauteilen	15
2.4.1 Spröde Bruchbildung.....	16
2.4.2 Progressives Falten.....	18
2.4.3 Lokales Beulen.....	18
3 FEM / Theoretische Grundlagen	19
3.1 Explizite Finite-Elemente-Methode	19
3.2 Modellierung von FVK Laminaten	25
3.3 Modellierung der Einzellagen	26
3.3.1 Schädigungsmechanische Modelle	26
3.3.2 Materialmodell der Einzellagen	27
3.4 Modellierung des interlaminaren Interface.....	33
3.5 Kontaktmodellierung	37

4	FEM Simulation / Modellbildung	41
4.1	Kalibrierung der Lagen (Single Element Tests)	42
4.2	Kalibrierung des Interface	44
4.2.1	Single Kohäsiv-Element Test.....	44
4.2.2	Simulationsmodell des DCB-Test.....	45
4.2.3	Simulationsmodell des ENF-Test.....	49
4.3	Rechteckförmige Platte (Wedged Plate Test).....	50
4.4	Simulationsparameter	53
4.4.1	Materialeigenschaften der Lagen	53
4.4.2	Materialparameter des Interface.....	55
4.4.3	Kontaktparameter	56
5	Simulationsergebnisse und Diskussion	57
5.1	Laminatschichten (Single Element Tests)	57
5.2	Interface	63
5.2.1	Single Element Tests	63
5.2.2	DCB-Simulationsmodell	64
5.2.3	ENF-Simulationsmodell.....	67
5.3	Rechteckförmige Platte (Wedged Plate) Simulationsmodell	69
5.3.1	Reales Versagensverhalten.....	69
5.3.2	Simulationsergebnisse	72
6	Zusammenfassung und Ausblick	81
	 Abbildungsverzeichnis	 83
	 Literaturverzeichnis	 86

1 Einführung

1.1 Bedeutung des Leichtbaus in der Automobiltechnik

Geschichtliche Ereignisse wie die Ölkrisen in den 1970er Jahren, und die anhaltenden Diskussionen über die Auswirkungen des Klimawandels und der Feinstaubbelastung führten zu einem Umdenken in der Automobilindustrie, welches sowohl Serien- als auch Rennfahrzeuge betrifft. Themen wie die Reduzierung von Fahrzeugemissionen und Ressourcenschonung nehmen eine zentrale Rolle in der Entwicklung moderner Fahrzeuge ein, wodurch der Leichtbau als Resultat einer nachhaltigen Wirtschaftsplanung mehr und mehr an Bedeutung gewinnt. Moderne Leichtbaukonzepte setzen dabei auf konstruktive Maßnahmen, sowie auf den Einsatz von modernen Hochleistungswerkstoffen. [1, 2]

Der Einsatz von FVK beschränkt sich längst nicht mehr auf Anwendungen wie die Luft- und Raumfahrt oder der Rennfahrzeugtechnik, sondern erstreckt sich zunehmend auf Massenmärkte wie die Verkehrstechnik, den Maschinenbau oder das Bauwesen. Aktuell ist ein Paradigmenwechsel im Gange mit welchem sich die metallverarbeitende Industrie weg von konventionellen Werkstoffen wie Stahl, Aluminium und Titan, hin zum vermehrten Einsatz von FVK entwickeln wird. [3]

Im Fahrzeugbau werden FVK in erster Linie für Bauteile eingesetzt, die geringen mechanischen Belastungen ausgesetzt sind wie z.B. Verkleidungsteilen, Fronthauben oder Fahrerinnen für LKWs. Der Vorteil hierbei ist die gestalterische Freiheit, welche diese Werkstoffe bieten. Besondere Chancen ergeben sich vor allem hinsichtlich dynamisch belasteter Komponenten und Bauteilen, bei denen durch den Einsatz von FVK eine Verbesserung der Fahrdynamik erreicht werden kann. Diese Konzepte werden in modernen Fahrzeugen wie dem Mercedes SLS AMG bereits umgesetzt, welcher mit einer aus Karbonfaser (CFK) gefertigten Welle ausgestattet ist, welche Motor und Getriebe verbindet. Ebenfalls zu erwähnen sind der BMW i3, welcher das erste Serienfahrzeug darstellt, in dem CFK als primärer Werkstoff für die Herstellung des Chassis verwendet wurde, sowie der Mercedes-SLR-McLaren bei dem die Frontcrashbox aus CFK-hergestellten, teilweise geflochtenen Composite-Bauteilen besteht. In der Rennfahrzeugtechnik werden FVK seit geraumer Zeit für Strukturbauteile und sicherheitsrelevante Komponenten verwendet, wodurch eine gewisse Vorreiterrolle gegeben ist. Zu erwähnen sind dabei die aus dem

Formel-Rennsport bekannten, aus CFK gefertigten Monocoques, welche Aufgrund der hohen Steifigkeit und dem hervorragenden Energie-Absorptionsvermögen des Werkstoffes entscheidend zu der Erhöhung der Sicherheit im Rennsport beigetragen haben. [4, 5]

FVK bieten also, gegenüber konventionellen Konstruktionswerkstoffen wie etwa Metallen, zahlreiche Vorteile bei der Entwicklung von material- und energieeffizienten Strukturbauteilen. Aufgrund der hohen Festigkeit und Steifigkeit bei extrem geringem Gewicht, der großen Vielfalt an Produktionsverfahren sowie der Möglichkeit das Material für die jeweilige Anwendung zu designen, bieten FVK im Vergleich zu anderen Werkstoffgruppen die höchste Flexibilität. [3]

Die Senkung von Material und Fertigungskosten, neue Ansätze für Qualitätssicherungs- und Inspektionskonzepte sowie geeignete Recyclinglösungen sind die Herausforderungen die gemeistert werden müssen, damit der Einsatz von FVK massentauglich werden kann. Ein wichtiges Instrument um diesen Zielen näher zu kommen stellt der Einsatz von CAE Methoden wie z.B. der Methode der Finiten Elemente dar. Dadurch können sinkende Innovationszykluszeiten, eine Steigerung der Qualität und gleichzeitig eine Senkung der Kosten bereits in der Planungsphase erreicht werden. Der Einsatz von CAE Methoden wurde in der Fahrzeugentwicklung nahezu in allen Bereichen etabliert. Vor allem in den Bereichen Karosserie, Fahrwerk, Sicherheitskomponenten, Komfortaspekte und Antrieb ist man bestrebt, Bauteile frühzeitig zu optimieren, bevor Prototypen gebaut werden. Dadurch können die Kosten gesenkt werden, da Fehler früh erkannt, und Änderungen effizienter umgesetzt werden können. [5, 6]

Betrachtet man speziell die Simulation von kurzzeitdynamischen Problemstellungen, wie sie z.B. Crash- oder Impact-Vorgänge darstellen, wird als numerisches Hilfsmittel die explizite Finite Elemente Methode herangezogen. Hier richtet sich der Fokus ebenfalls mehr und mehr auf die Simulation von faserverstärkten Strukturen. Zur Vorhersage des Werkstoffverhaltens reichen reine Versagenskriterien alleine nicht mehr aus. Die Erfassung von Schädigungseffekten erforderte daher die Entwicklung und Implementierung von schädigungsmechanischen Modellen. Diese bieten die Möglichkeit, das Werkstoffverhalten nach der Schädigungsinitiierung, anhand von Evolutionsgesetzen zu beschreiben. Dadurch können Simulationsmodelle erstellt werden, die in der Lage sind, das Versagensverhalten von FVK in zufriedenstellender Weise vorauszusagen. [7]

1.2 Faserverstärkte Werkstoffe

Die Kombination von Fasermaterialien und Matrixwerkstoffen wird als Faserverbundwerkstoff (Composite) bezeichnet. Die Fasern sind dabei in den Matrixwerkstoff eingebettet, verstärken diesen und werden von der Matrix in einer bestimmten Position zueinander gehalten. Das Zusammenspiel zwischen Fasern und Matrix spielt eine wesentliche Rolle. Die Fasern können für sich betrachtet hohe Zugkräfte aufnehmen, jedoch nicht im hohen Maße Druckbelastungen ausgesetzt werden. Matrixwerkstoffe wie zum Beispiel Kunststoffe können zwar die Form von Bauteilen annehmen, weisen jedoch bei Belastung ein sprödes oder zu elastisches Materialverhalten auf. Erst die Kombination von Fasermaterial, Matrixmaterial sowie die feste Anbindung der Matrix an die Fasern (Interface) ergeben ein Materialverhalten, welches für den Einsatz in hochbelasteten Bauteilen geeignet ist. [8]

Die Klassifizierung von Fasermaterialien kann durch die Unterteilung in zwei Gruppen vorgenommen werden. Naturfasern bestehen aus natürlichen Polymermolekülstrukturen und werden aus pflanzlichen, tierischen sowie mineralischen Rohstoffquellen gewonnen. Beispiele dafür sind Baumwolle, Hanf oder Wolle. Die zweite Gruppe wird als Man-made Fasern bezeichnet und umfasst alle synthetisch hergestellten Fasermaterialien. Bekannte Vertreter dieser Gruppe sind Kohle-, Aramid-, Glas-, Metall- sowie Keramikfasern. [9]

Als Matrixwerkstoffe kommen überwiegend Duroplaste wie Epoxidharz, Polyesterharz oder Polyimidharz zum Einsatz, doch auch thermoplastische Matrixmaterialien wie Polypropylen oder Polyamid finden zunehmend Anwendung. Als weitere Matrixwerkstoffe sollen an dieser Stelle noch Metalle, Keramiken, Glas, sowie Karbon genannt werden, deren Einsatz sich jedoch in vielen Fällen auf Spezialanwendungen beschränkt. In weiterer Folge wird nur noch auf faserverstärkte Kunststoffe mit Epoxidharz Matrix eingegangen. [9]

Die Faserlänge und die Orientierung der Fasern haben einen entscheidenden Einfluss auf die Steifigkeit und Festigkeit von FVK. Gute mechanische Eigenschaften in einer Richtung werden erreicht, wenn die Fasern endlos und gerichtet in die Matrix eingebettet werden. Man spricht hier von unidirektionaler und bidirektionaler Faseranordnung. Die Werkstoffkennwerte werden umso stärker herabgesetzt, umso kürzer und ungerichteter die Fasern sind. Jedoch können selbst kurze Fasern bzw. einfache Partikel Bauteile noch verstärken. In Kenntnis der Belastungsart, können Bauteile aus FVK deshalb maßgeschneidert werden. In Abbildung 1 sind einige Beispiele für Faseranordnungen angeführt. [8]

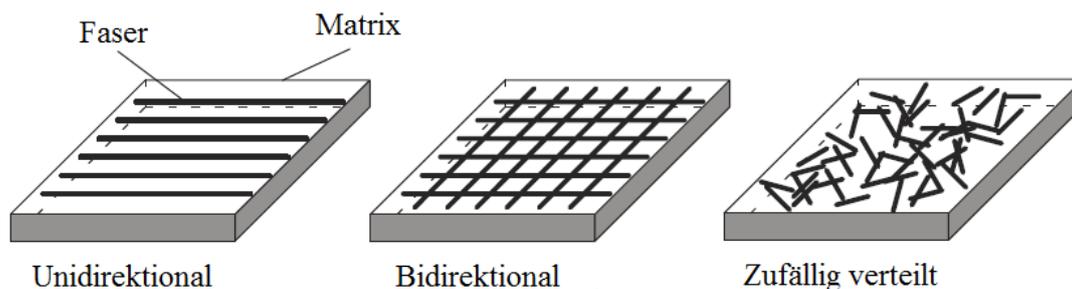


Abbildung 1: Beispiel einiger Faseranordnungen [10]

Werden mehrere Schichten miteinander verklebt (laminiert), spricht man von Schichtverbunden bzw. Laminaten. Die Schichten können unterschiedliche Faserorientierungen aufweisen, wodurch die Materialeigenschaften innerhalb gewisser Grenzen je nach Bedarf ausgelegt werden können, siehe Abbildung 2. Zu beachten ist, dass ein unsymmetrischer Lagenaufbau zu Koppelleffekten wie Biegedeformationen und/oder Verdrillungen des Laminats führen kann, wenn dieses belastet wird. Ebenfalls muss ein besonderes Augenmerk auf Bereiche gelegt werden, an denen Kräfte eingeleitet werden. Diese müssen durch zusätzliche Lagen oder Einlagen (Inserts) verstärkt werden. [9, 10]

Im Vergleich zu bewährten Konstruktionswerkstoffen wie Stahl oder Aluminium ist die Herstellung von Bauteilen aus FVK mit einem weitaus höheren Zeit- und Kostenaufwand verbunden, um vergleichbare Ergebnisse zu erzielen. Qualitativ hochwertige und beanspruchbare Bauteile müssen im Autoklavenverfahren hergestellt werden. Dabei werden vorimprägnierte Halbzeuge (Prepregs) per Hand oder maschinell in die entsprechende Form gelegt und anschließend in einem Autoklaven ausgehärtet. Dies ist ein druckdichter Ofen in dem, je nach ausgewähltem Material, ein entsprechendes Temperatur- und Druckprogramm aufgebracht werden kann. Dadurch lassen sich die Faserwelligkeiten von Geweben minimieren, sowie die Bildung von Fehlstellen wie Poren oder Lufteinschlüssen vermeiden. Als Formmaterial kommen vor allem Werkstoffe wie Ureol, Aluminium sowie CFK zum Einsatz. Die Wahl des Formmaterials ist meist von der Menge an zu produzierenden Bauteilen abhängig, und variiert stark im Fertigungsaufwand. Ureol- bzw. Aluminiumformen werden direkt aus dem Material geformt, wogegen für CFK-Formen zusätzlich eine Positivform hergestellt werden muss, auf der in weiterer Folge die Negativform laminiert wird. [4]

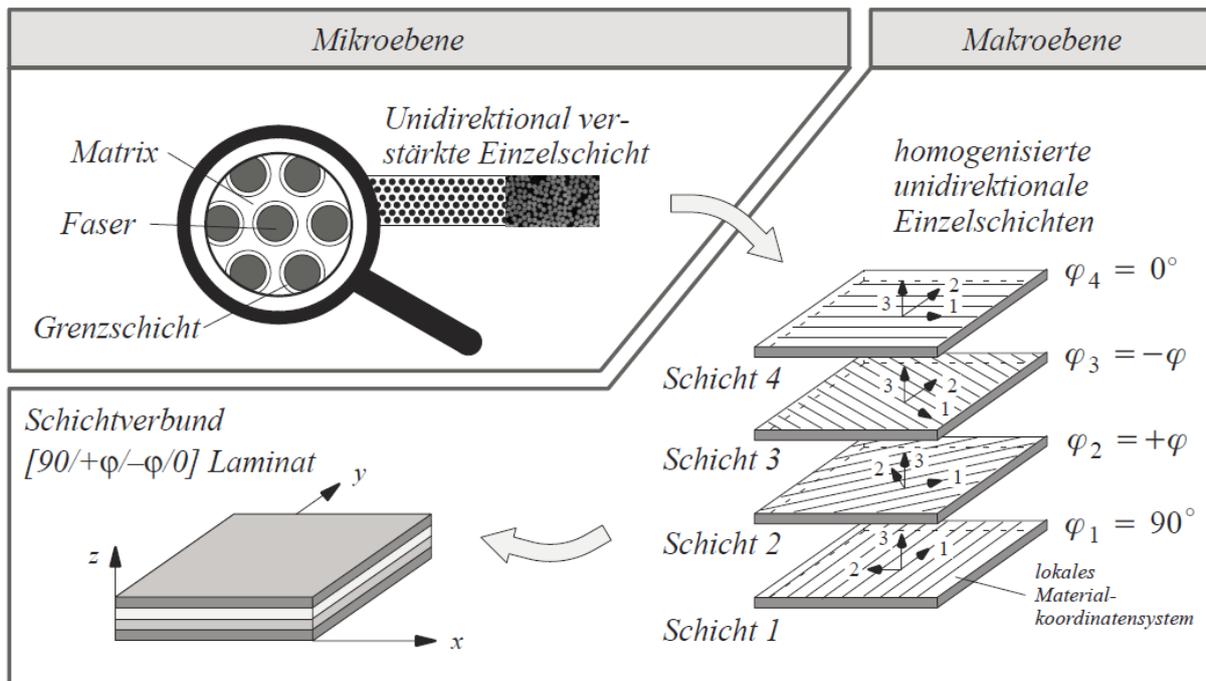


Abbildung 2: Laminat aus unterschiedlich orientierten, unidirektionalen Einzelschichten [10]

1.3 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines nichtlinearen Finite Elemente Modelles, welches in der Lage ist, das Crash-Verhalten von CFK Strukturbauteilen hinreichend genau vorherzusagen. Als Werkstoff soll CFK in Form eines Gewebes mit einer Epoxidharz Matrix verwendet werden. Die Simulationen umfassen dabei mehrere Modelle mit einfachen Geometrien. Der Umfang dieser Arbeit stellt die ersten Schritte eines Entstehungsprozesses dar, welcher das Ziel verfolgt, ein Simulationsmodell für die Composite Crash-Box des Formula Student Rennfahrzeuges Edge 8 des TU Wien Racing Teams zu entwickeln.

Die Berechnung von Crash-Vorgängen ist eine kurzzeitdynamische Problemstellung und dauert nur wenige Millisekunden (ungefähr $< 200\text{ ms}$). Innerhalb dieser kurzen Zeitspanne treten Nichtlinearitäten, wie große Deformationen, die Schädigung des Materials sowie plastische Effekte auf. Um alle maßgeblichen Effekte zu erfassen, wird als Modellierungsansatz ein "Stacked Shell Approach" verwendet, bei dem jede CFK Lage einzeln modelliert und mit Schalenelementen diskretisiert wird. Die Lagen werden mittels Kohäsiv-Elemente verbunden, welche die dünne Epoxidschicht zwischen den Lagen

repräsentiert. Dadurch können Effekte wie die Schädigung der Lagen sowie interlaminares Risswachstum berücksichtigt werden.

Von dieser Basis ausgehend soll die Entwicklung des Simulationsmodells nach dem "*Building Block Approach*" erfolgen. Bei diesem handelt es sich um eine Abfolge von Arbeitsschritten, welche die Entwicklung von komplexen Simulationsmodellen ermöglicht. Dabei wird von simplen Modellen ausgegangen, deren Komplexität sukzessive gesteigert wird, bis das Endresultat erreicht wird. Der Entwicklungsprozess umfasst im ersten Schritt, die Auswahl und Kalibrierung des numerischen Materialmodells, welches für die Beschreibung der einzelnen CFK-Lagen verwendet wird. Dies wird anhand von Simulationsmodellen durchgeführt, welche aus einen (*Single Element Test*) bzw. neun Elementen (*Nine Element Test*) bestehen.

Im zweiten Schritt wird die Kalibrierung der Kohäsiv-Elemente, welche das Interface zwischen den CFK Einzellagen repräsentieren, durchgeführt. Dies erfolgt wiederum durch einfache Modelle sowie in weiterer Folge durch die numerische Nachbildung eines Zug- und eines 3 Punkt Biegeversuches mittels welcher das interlaminares Risswachstum untersucht wird. Hierfür werden die aus der Praxis bekannten DCB- und der ENF-Tests herangezogen. Um die Ergebnisse auf ihre Richtigkeit zu überprüfen, werden die Kraft-/Verschiebungsverläufe mit den analytischen Lösungen verglichen.

Im dritten Schritt wird die Komplexität gesteigert, und eine erste einfache Crash-Simulation durchgeführt. Der Probenkörper weist dabei die Form einer rechteckigen Platte auf. Dieser wird dazu dienen, um zu prüfen, ob die bis zu diesem Schritt kalibrierten Materialmodelle in der Lage sind, eine solche komplexe Aufgabenstellung abzubilden. Ebenfalls soll das Modell herangezogen werden, um den Einfluss der numerischen Kontaktparametern zu untersuchen. Die daraus gewonnenen Kraft-/Verschiebungsverläufe werden mit experimentell ermittelten Ergebnissen aus der Literatur verglichen.

1.4 Literaturübersicht

Eingangs soll ein Überblick über die Werkstoffgruppe der FVK gegeben werden. Um ein allgemeines Verständnis für diese zu entwickeln, empfehlen sich die Bücher von CHERIF [3], SCHÜRMAN [4] sowie das Vorlesungsskript von SKRNA-JAKL [9]. Die letzteren beiden

Werke bietet auch einen umfassenden Überblick zum Thema Versagensmechanismen von FVK. Um das Crash-Verhalten von Laminaten zu verstehen, empfiehlt sich die Arbeit von CARRUTHERS et al. [11], welche eine Zusammenfassung von Forschungsarbeiten zu diesem Thema darstellt, und wichtige Regeln zur Auslegung von FVK Crash-Absorbern beinhaltet. Des Weiteren seien an dieser Stelle die Arbeiten von GARATTONI [12] und des FAT [13] genannt, welche ebenfalls eine gute Übersicht zum Thema bieten. Insbesondere soll noch die Arbeit von OBRADOVIC et al. [14] erwähnt werden, welche ein ähnliches Themengebiet wie diese Arbeit behandelt.

Um die Grundlagen der nichtlinearen Finite Elemente Methode, und speziell der expliziten Finiten Elemente Methode zu verstehen, empfehlen sich die Bücher von RUST [15] und NASDALA [16] sowie das Vorlesungsskriptum von DAXNER & RAMMERSTORFER [17]. Ebenso bietet sich die technische Dokumentation der Firma Altair, zu dem in dieser Arbeit verwendeten FE-Solver RADIOSS [18, 19, 20], an. An dieser Stelle sei auch auf die Online Hilfe verwiesen, welche Lehrbeispiele zu verschiedensten Themengebieten rund um die explizite FEM beinhaltet.

Einen Überblick über die zur Verfügung stehenden Materialmodelle bieten wiederum die technischen Dokumentationen der Firma ALTAIR [18, 19, 20]. Detailliertere Literatur zum Thema schädigungsmechanische Modelle bietet das Buch von GROSS [21] sowie diverse wissenschaftliche Arbeiten, wobei mit der Arbeit von LAPCYK & HURTADO [22] und ANDERSSON & LIEDBERG [23] nur zwei Beispiele genannt werden sollen.

Zum Thema Modellierung mittels Kohäsiv-Elemente empfiehlt sich die Arbeit von TURON et al. [24], die wichtige Erkenntnisse zum Abschätzen der Materialparameter beinhaltet. Ebenfalls bietet das Buch von KUNA [25] eine gute Übersicht über das Themengebiet. Eine Möglichkeit den Kraft-/Verschiebungsverlauf von DCB Proben analytisch zu berechnen bietet die Arbeit von ALTENDORFER & BAARAN [26]. Für die analytische Berechnung von ENF Proben sei auf die Arbeit von SILVA et al. [27] verwiesen.

Literatur zum Thema Kontaktmodellierung für die finite Elemente Methode, steht wiederum in Form der technischen Dokumentation von RADIOSS [18, 19, 20] zur Verfügung. Ebenfalls zu empfehlen sind die Bücher von RUST [15] und NASDALA [16], welche eine empfehlenswerte Einführung in diese Thematik darstellen. Des weiteren sei auf die Arbeit von FERABOLI et al. [28] verwiesen, welche eine ausführliche Gegenüberstellung der

Einflüsse einzelner Parameter aufzeigt, und sich mit der Problematik der Kontaktdefinition anhand eines Crash-Versuches, an einer sinusförmigen CFK Platte, beschäftigt.

Um Vergleichswerte für den Crash-Versuch an der rechteckförmigen Platte, bzw. ausführliches Hintergrundwissen zu diesem Thema zu erhalten, bieten sich die Arbeiten von ESPINOSA et al. [29], ISRAR et al. [30] sowie GARATTONI [12] an, in denen die Thematik detailreich aufgearbeitet ist. Aus diesen Arbeiten können Details zur Modellbildung entnommen, sowie die Versagensformen verglichen werden. Details zur "*plane strain*" Modellbildung, welche bei diesen Simulationsmodellen angewendet wurde, können aus [31] und [32] entnommen werden.

2 Crash-Verhalten

Die Crash-Sicherheit stellt einen der wichtigsten Punkte dar, die während des Entwicklungsprozesses eines Fahrzeuges gelöst werden müssen. Dazu wird in diesem Kapitel näher auf die Thematik Crash-Verhalten eingegangen und dazu wichtige Grundbegriffe und Philosophien erläutert. Anschließend wird speziell auf das Versagensverhalten von FVK eingegangen.

2.1 Grundlagen

Im Allgemeinen versteht man unter gutem Crash-Verhalten die Fähigkeit eines Fahrzeuges, oder einer seiner Komponenten, einen Crash-Vorgang zu ertragen, sodass minimaler bzw. akzeptabler Schaden für die zu schützenden Insassen, die Fracht oder die Struktur entsteht. Das Ziel bei der Konstruktion von Crash-Elementen ist es, die Gefahr von Verletzungen, Todesfällen oder Beschädigungen zu minimieren bzw. zu verhindern, in dem man während eines Crashes eine akzeptable Verzögerung des Fahrzeuges anstrebt. [12]

Das in der Vergangenheit oft zelebrierte Motto "Umso stärker die Struktur, desto besser das Crash-Verhalten" erwies sich im Laufe der Zeit als nicht zutreffend, da während eines Crashes weniger Energie dissipiert, stattdessen aber mehr Energie zu den Insassen oder der Fracht transferiert wird. Es ist deshalb gängig, Bauteile zu entwickeln, die im Falle eines Crashes die zu absorbierende kinetische Energie in kontrollierter Weise aufnehmen und somit eine sichere Energieaufnahme gewährleisten. [12]

In modernen Anwendungen werden vorrangig Crash-Elemente aus Stahl oder Aluminium verwendet, welche Energie in Form von plastischer Umformung aufnehmen. Durch den Einsatz von FVK kann die Effektivität hinsichtlich der Energieaufnahme weiter verbessert werden. Grund dafür ist, dass bei FVK, anders als bei Metallen, die Energie in Form von verschiedenen Versagensmodi aufgenommen wird. Die Energie wird dabei in Form von intra- und/oder interlaminaren Risswachstum absorbiert. Im Allgemeinen kann vermerkt werden, dass das Crash-Verhalten durch eine Anzahl von Parametern wie das verwendete Materialsystem, die Geometrie der Struktur und den auftretenden Versagensmechanismen beschrieben werden kann. [12]

2.2 Energieabsorption

Um den Begriff der Energieabsorption besser zu veranschaulichen, werden im Folgendem gängige Begriffe vorgestellt. Als wichtiges Instrument zur Beurteilung von Crash-Vorgängen wird das Kraft-/Verschiebungs-Diagramm, siehe Abbildung 3, herangezogen, aus welchem folgende wichtige Kennwerte abgeleitet werden können.

Die Verschiebung l_S , welche in der englischen Literatur oft als "*Crush*" oder "*Stroke*" bezeichnet wird, beschreibt die Länge des deformierten Bereichs der Struktur. Die Kraft F_{max} stellt den Spitzenwert des auftretenden Kraft-/Verschiebungsverlaufes dar und tritt vor dem Einsetzen des Triggermechanismus auf. Unter diesem versteht man eine gewollte oder beabsichtigte Schwachstelle der Struktur, welche den Schädigungsvorgang an einem definierten Ort, in einer kontrollierten Weise einleitet und so einen stabilen (progressiven) Kollaps der Struktur ermöglicht. Bauteile aus FVK benötigen einen solchen Mechanismus, da sie andernfalls zu katastrophalem Versagensverhalten neigen können. Eine weitere positive Eigenschaft bei Verwendung eines Triggers ist die Reduktion der maximalen Kraft F_{max} wie von FARLEY und JONES [33] durch Versuche an Rohren festgestellt wurde. Nach dem Auslösen des Triggermechanismus stellt sich ein stabiler Wert der Reaktionskraft ein, welcher durch den Mittelwert F_{avg} beschrieben wird. In dieser Phase des Kollapses wird der Großteil der Energie absorbiert.

Die Energie EA , welche von der Struktur aufgenommen wird, entspricht dem Integral der Kraft F über die Verschiebung l_S und kann auf folgende Weise beschrieben werden:

$$EA = \int F dl_S \quad (2.1)$$

Oftmals wird zur Bewertung von Crash-Absorbern die spezifische Energieabsorption SEA angegeben. Dabei wird EA auf die geschädigte Masse der Struktur bezogen und in kJ/kg ausgedrückt. Dies kann wie folgt ausgedrückt werden:

$$SEA = \frac{EA}{\rho A l_S} \quad (2.2)$$

Dabei stellt ρ die Dichte des Materials, A die Querschnittfläche der Struktur sowie l_S wiederum die Länge des deformierten Bereiches der Struktur dar. [12]

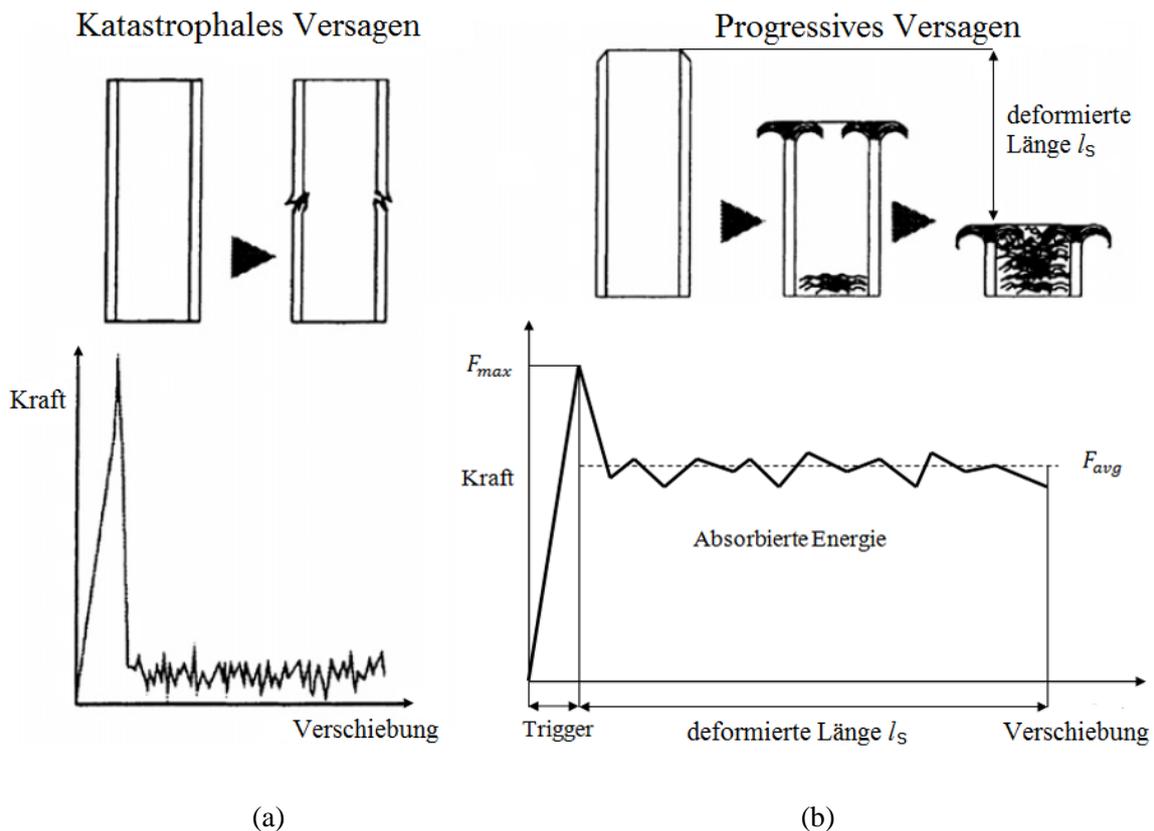


Abbildung 3: Kraft-/Verschiebungs-Diagramm: (a) Katastrophales Versagen, (b) Progressives Versagen (In Anlehnung an [34])

Die Menge an aufgenommener Energie hängt stark von der Art des Kollapses ab. Die Struktur kann dabei katastrophal oder progressiv versagen. Unter katastrophalem Versagen versteht man ein Crash-Verhalten, bei dem vorrangig instabiles Risswachstum auftritt. Der Kraft-/Verschiebungsverlauf ist charakterisiert durch einen schnell anwachsenden Kraftverlauf und ein schnelles Erreichen der maximalen Kraft F_{max} , gefolgt von einem niedrigen Wert der mittleren Kraft F_{avg} , siehe Abbildung 3 (a). Von progressivem Versagen wird gesprochen, wenn sich der Schädigungsvorgang stabil mit der Belastungsgeschwindigkeit durch die Struktur entwickelt. Der große Vorteil von progressivem Verhalten liegt darin, dass durch die Entstehung von einer großen Anzahl an Rissen insgesamt mehr Energie absorbiert werden kann. [12]

Die spezifische Energieabsorption ist keine intrinsische Eigenschaft des Materials, sondern hängt auch von anderen Parametern, insbesondere von der gewählten geometrischen Form der Struktur, ab. Crash-Absorber die aus dem selben Material bestehen, jedoch eine unterschiedliche Geometrie aufweisen, können auf verschiedene Weise kollabieren und sehr unterschiedliche Werte von SEA annehmen. [35]

2.3 Versagensmechanismen von faserverstärkten Kunststoffen

Einer der deutlichsten Unterschiede zwischen Metallen und FVK ist das Versagensverhalten. Die meisten duktilen Metalle weisen ein Versagensverhalten in Form einer plastischen Deformation auf, bis ein Riss entsteht und der Bauteil versagt. Energie wird dabei in Form von Versetzungsbewegungen, Bildung neuer Oberflächen und Wärme aufgewendet. Das Material kann dabei während der plastischen Deformation als Kontinuum betrachtet werden. In FVK ist das Versagensverhalten aufgrund der Anisotropie der Materialeigenschaften deutlich komplexer. Die eingebrachte Energie wird dabei in Form von verschiedenen Rissbildungsmechanismen aufgenommen. In diesem Kapitel soll daher näher auf die typischen Versagensmechanismen von FVK eingegangen werden, um zum Einen die Komplexität zu veranschaulichen, und zum Anderen ein besseres Verständnis für diese Werkstoffgruppe entwickeln zu können. Dabei soll ein umfassender Überblick geschaffen werden, in dessen Rahmen die Limitationen hinsichtlich der numerischen Modellierung aufgezeigt werden können. [36, 37]

2.3.1 Belastung eines UD-Composites in Faserrichtung

Wird ein CFK-, speziell ein UD-Composite, in Faserrichtung auf Zug belastet, wird der Großteil der Beanspruchung von den Fasern ertragen. Diese weisen beim Versagen sprödes Bruchverhalten auf. Je nach der Zusammensetzung von Faser- und Matrixmaterial, dem Faservolumenanteil sowie dem Prozentsatz an Fehlstellen im Material, treten verschiedene Versagensmodi in Erscheinung. Neben Faserbruch (*Fiber Cracking*) kann unter anderem der Auszug der Fasern aus der Matrix (*Fiber Pullout*) auftreten. Dies wird durch Schubversagen am Faser-Matrix Interface sowie durch Ablösen von Faser und Matrix (*Debonding*) verursacht wird. [9, 23]

Werden FVK in Faserrichtung auf Druck belastet, können folgende Effekte beobachtet werden. Verschiedene Querkontraktionszahlen von Matrix und Fasern führen zu transversalen Zugverzerrungen in Fasernähe, wodurch bei Überschreiten der Bruchfestigkeit der Matrix, transversale Risse in der Matrix bzw. am Interface zwischen Faser und Matrix entstehen (*Transverse tensile failure*) können. Ebenso kann ein Beulen der Fasern (*Fiber microbuckling*) auftreten. Dieses kann dabei in der Form von zwei Modi erfolgen, welche

unterschiedliche Auswirkungen in der Belastung der umgebenden Matrix haben. Bei niedrigem Faservolumenanteil beulen die Fasern unabhängig voneinander, was zu einer Dehnung der Matrix führt (*extensional mode*). Bei hohem Faservolumenanteil beulen die Fasern in Phase was zu einer Schubbeanspruchung der dazwischenliegenden Matrix führt (*shear mode*). Dieser Modus zeigt sich deutlich in der Ausbildung sogenannter Knickbänder (*kinkbands*), welche eine Bandbreite aufweisen, die ungefähr dem 10-15-fachen des Faserdurchmessers entspricht. Diese Bänder können sowohl in der Laminebene (*inplane*) als auch aus der Laminebene (*out of plane*) heraus auftreten. [9, 23]

2.3.2 Belastung eines UD-Composites quer zur Faserrichtung

Bei Zugbelastung normal zur Faserrichtung wird die Deformation der Matrix aufgrund des höheren Elastizitätsmoduls des Fasermaterials behindert. Dies führt zu Spannungskonzentrationen in der Matrix und den Faserrändern und in weiterer Folge zu einer Reduzierung der Zugbruchspannung in Matrixrichtung. Wird diese überschritten, kommt es zu einem Versagen in Form von Matrixbruch (*Transverse Cracking*), Aufreißen des Faser-/Matrixinterfaces (*Debonding*) bzw. einer Aufspaltung der Fasern (*Fiber splitting*). [9]

Unter Druckbelastung normal zur Faserrichtung treten Versagensmodi wie Schubversagen in der Matrix, Aufbrechen am Interface zwischen Faser und Matrix (*Debonding*) sowie Aufspaltung der Fasern (*Fiber crushing/Fiber splitting*) auf. Diese Modi treten in Kombination entlang von Schubebenen auf, die parallel zur Faserrichtung und unter einem bestimmten Winkel zur Lastrichtung stehen. [9]

Bei Schubbelastung hängt die Ausbildung des relevanten Versagensmodus von der Festigkeit des Interfaces zwischen Faser und Matrix ab. Bei starkem Interface und weicher Matrix kommt es zu einem Schubversagen in der Matrix. Ist das Interface jedoch vergleichsweise weich, erfolgt ein Aufbrechen zwischen den Fasern und der Matrix (*Debonding*). Die beiden beschriebenen Versagensmodi können auch kombiniert auftreten. [9]

Die beschriebenen Versagensmodi Faserbruch, Matrixbruch und das Aufbrechen des Faser-/Matrix- Interfaces treten in den einzelnen Lagen eines Laminates auf. Es wird daher oft von "*Ply Failure*" bzw. Inplane Schichtversagen gesprochen. Die Modi sind zur Veranschaulichung in vereinfachter Weise in Abbildung 4 angeführt.

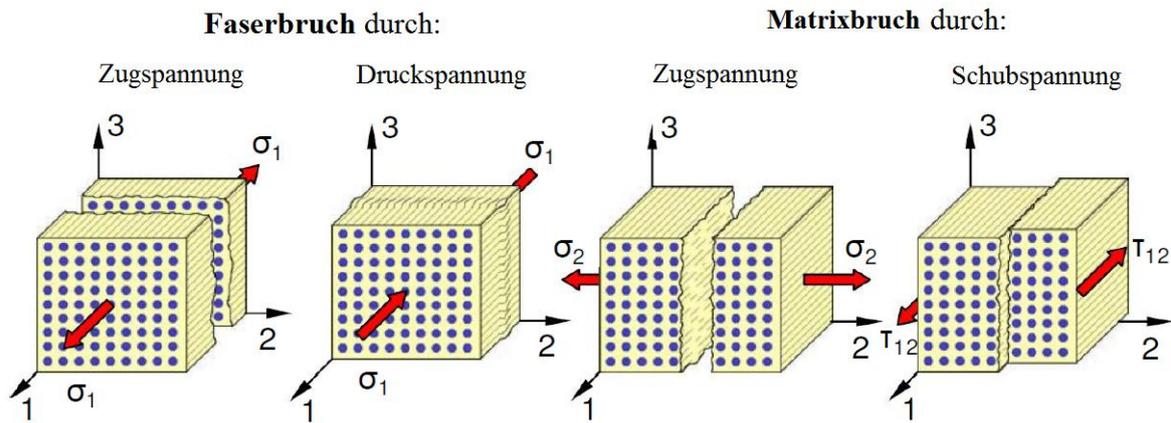


Abbildung 4: Versagensmodi von FVK in einer Einzellege [13]

2.3.3 Delamination

Ein typischer Versagensmodus der bei geschichteten Materialien wie z.B. Laminaten oder flächigen Verklebungen auftritt, ist der Trennungsbruch zwischen Einzelschichten, die Delamination. Ursache dafür sind interlaminare Normalspannungen (σ_{33}) bzw. interlaminare Schubspannungen (σ_{13} , σ_{23}), welche zwischen den Schichten auf den Grenzflächen wirken.

Abhängig von der Beanspruchung des Laminates, wird das Delaminationsverhalten in drei Versagensmodi unterteilt, siehe Abbildung 5. *Modus I* Delaminationen weisen eine von der 1,2-Ebene ausgehenden Rissöffnung auf und können durch Belastung in 3-Richtung entstehen. Bei *Modus II* hingegen wird die Separation der Rissufer durch Relativverschiebungen in 1-Richtung verursacht. Die selbe Rissausbreitung weist der *Modus III* auf, jedoch mit dem Unterschied, dass die Separation der Rissufer durch Relativverschiebungen in 2-Richtung hervorgerufen wird. Die *Modi II & III* können bei Schubbelastung in 13- bzw. 23-Richtung entstehen. Die beschriebenen Modi können dabei einzeln bzw. in kombinierter Weise auftreten. [21]

Delaminationen treten im Inneren des Laminats bzw. an freien Rändern auf, und breiten sich flächig aus. Ausgelöst werden sie durch Zwischenfaserbrüche, Schlageinwirkung, Herstellungsfehler, strukturelle Unstetigkeiten, Feuchtigkeit, Temperatur und Ermüdungsbeanspruchung. Die Schädigung ist an der Oberfläche oft nicht oder nur schwer erkennbar. [4, 9]

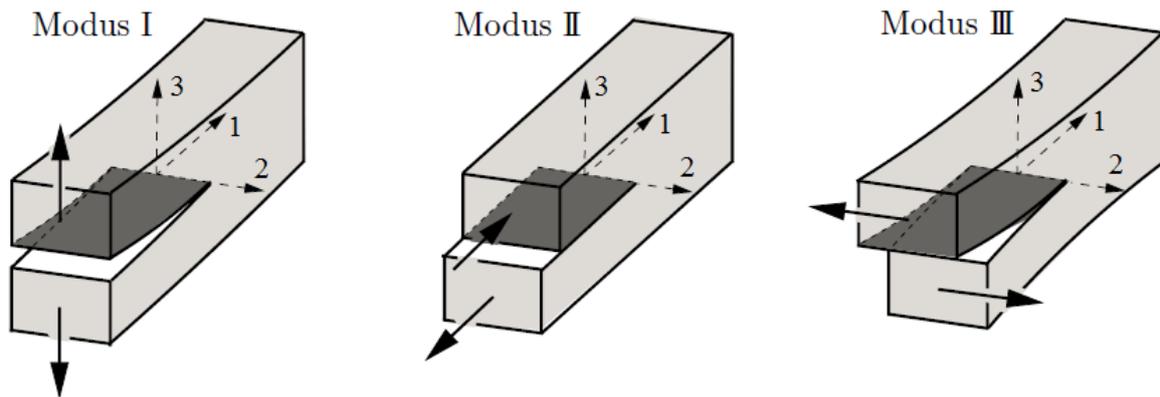


Abbildung 5: Definition der Rissöffnungsarten bei Delamination [21]

2.4 Crash-Verhalten von Strukturbauteilen

Die in Kapitel 2.3 vorgestellten Versagensmechanismen treten beim Crash von faserverstärkten Strukturen (wie z.B. Crash-Absorber in der Fahrzeugtechnik) meist in kombinierter Form auf. Um effiziente Bauteile zu entwerfen, welche hohe Werte von SEA aufweisen, ist es wichtig das Versagensverhalten von Laminaten zu verstehen, und schon während der Design Phase Aspekte zu berücksichtigen, welche ein progressives Schädigungsverhalten begünstigen. Im Zuge dieses Kapitels wird das Versagen von Laminaten näher betrachtet.

Die weiteren Ausführungen beziehen sich hauptsächlich auf [11, 33]. Darin werden drei Versagensmodi charakterisiert, welche während eines Crashes wiederum einzeln oder kombiniert auftreten können. Diese sind Spröde Bruchbildung ("*Brittle Fracturing*"), progressives Falten ("*Progressive folding*") sowie lokales Beulen ("*Local Buckling*"), wobei der erstgenannte Modus ausschließlich bei FVK mit spröden Verhalten in Erscheinung tritt. Das Auftreten der verschiedenen Modi hängt vom verwendeten Material und dessen mechanischen Eigenschaften, der Anzahl an Fehlstellen im Material sowie von der geometrischen Struktur des Bauteils ab. [33]

2.4.1 Spröde Bruchbildung

Sprödes Materialverhalten tritt vor allem bei Materialien wie CFK und GFK auf, und kann wiederum in zwei Modi unterteilt werden. Abhängig von den Material- und Lamineigenschaften, den Fehlstellen im Material sowie von der Belastungsgeschwindigkeit kann das Versagen in Form einer Fragmentierung ("*Transverse shearing*") oder Aufspreitzung ("*Splaying/Lamina bending*") des Laminates eintreten. Die Bruchbilder beider Modi sind in den Abbildungen 6 und 7 angeführt.

Charakteristisch für den "*Transverse shearing*" Versagensmodus ist die Ausbildung eines konisch geformten Querschnittes, welcher mit einem oder mehreren kurzen interlaminaren und longitudinalen Rissen behaftet ist. Dabei kommt es zur Bildung von partiellen Laminatbündel, die aus einer oder mehreren Lagen bestehen. Die Crash-Fläche weist eine wellenförmige Form auf, sodass die Kräfte nicht einheitlich in die Struktur eingeleitet werden. Die Energie wird hauptsächlich durch transversale Abscherung der Laminatbündel dissipiert. Die Länge der interlaminaren und longitudinalen Risse ist typischerweise kleiner als die Dicke des Laminats. "*Transverse shearing*" ist eine erwünschte Form der Energieabsorption, da Aufgrund der hohen Anzahl an kleinen Rissen eine große Menge an Energie dissipiert wird. "*Transverse shearing*" tritt vor allem bei Werkstoffen auf, die eine hohe inter- bzw. intralaminare Schubfestigkeit aufweisen. [11, 33]

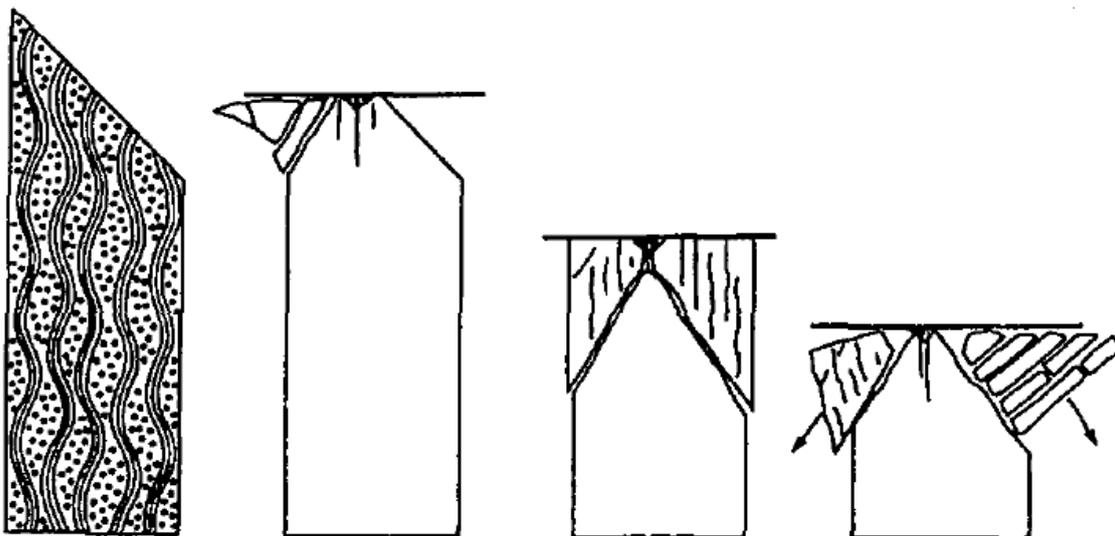


Abbildung 6: Versagensform des "*Transverse Shear*" Modus [11]

Das Bruchbild des "*Splaying/Lamina bending*" Versagensmodus ist durch sehr lange interlaminare, intralaminare und parallel zu den Fasern verlaufenden Rissen charakterisiert. Im Vergleich zum "*Transverse shearing*" Modus kommt es zu keiner Abscherung der Faserbündel. Der vorherrschende Mechanismus zur Energieabsorption ist das interlaminare Risswachstum. Die Risse pflanzen sich dabei bevorzugt durch das Interface der getrennten Lagen fort, können aber auch parallel zu den Fasern verlaufen, oder sich durch einzelne Lagen bzw. Laminatschichten mit gleicher Faserorientierung ausbreiten. Die so getrennten Lagen unterliegen einer starken Biegung, jedoch kommt es zu keinem Bruch selbiger. Die Länge der interlaminaren, intralaminaren und parallel zu den Fasern verlaufenden Risse ist größer als das Zehnfache der Laminatdicke. Die Energie wird neben den Risswachstum auch durch die Biegung der Laminatbündel aufgenommen. Aufgrund der großflächigen Delaminationen wird im Vergleich zum "*Transverse shearing*" Modus mehr Energie durch Reibungseffekte dissipiert. [11]

Im Allgemeinen wird durch "*Transverse shearing*" mehr Energie dissipiert als durch "*Splaying/lamina bending*", da eine höhere Anzahl an Rissen entsteht und Versagensmechanismen wie Faserbruch wesentlich zur Schädigung des Laminates beitragen. Bei rotationssymmetrischen Bauteilen kann das Versagensverhalten durch Fasern, welche in Umfangrichtung platziert werden, beeinflusst werden. Da diese den "*Splaying*" Modus unterbinden, kann mehr Energie absorbiert werden, und dadurch die Effizienz des Crash-Elements hinsichtlich der SEA gesteigert werden [11].

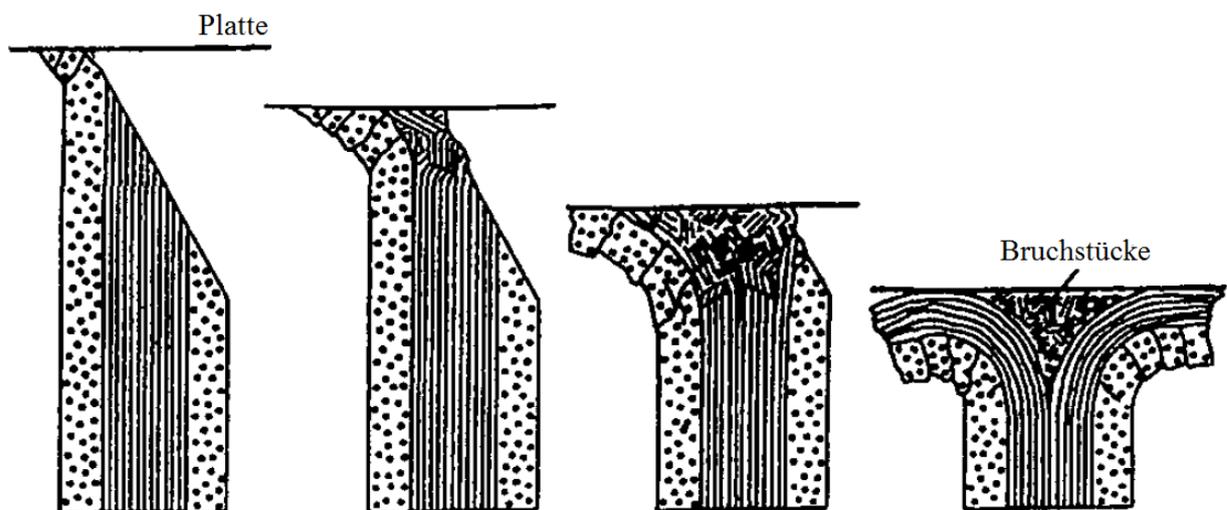


Abbildung 7: Versagensmodus des "*Splaying/lamina bending*" Modus (In Anlehnung an [11])

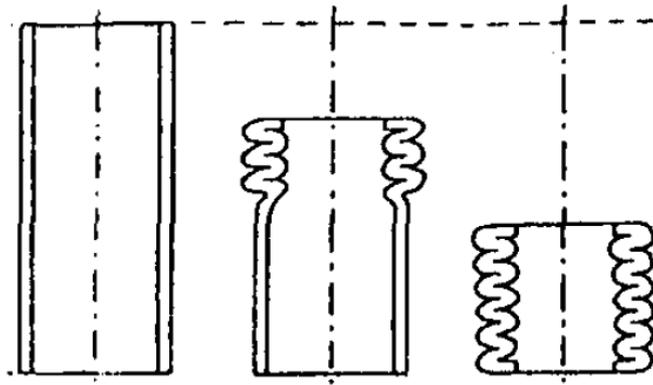


Abbildung 8: Progressives Falten eines FVK Rohres [11]

2.4.2 Progressives Falten

Dieser Versagensmodus weist ein ähnliches Versagensbild wie z.B. Aluminiumrohre auf, welche in Längsrichtung auf Druck belastete werden. Dabei kommt es zu mehreren Faltungen der Rohrwände siehe Abbildung 8. Im Falle von FVK tritt dieser Versagensmodus vor allem bei Materialien wie Aramid (AFK) auf. CFK versagen in diesem Modus nur bei der Verwendung von z.B. CFK/AFK Hybridgeweben. Dieser Modus weist im Allgemeinen eine geringere Energieabsorption als die spröde Bruchbildung auf. [11]

2.4.3 Lokales Beulen

Dieser Versagensmodus kann sowohl bei sprödem wie auch bei duktilem Materialverhalten auftreten. Vor allem lange dünne Rohre haben die Tendenz in Form von Beulen zu versagen. Die Schädigung des Laminates tritt dabei lokal an Stellen auf, wo das Material bzw. die Geometrie Imperfektionen aufweist. In weiterer Folge wird an diesen Stellen das Versagen des Bauteiles eingeleitet. Dabei wird nur ein kleiner Anteil an Energie dissipiert, wodurch dieser Versagensmodus als ineffizient eingestuft wird. Lokales Beulen kann vermieden werden, indem die geometrischen Variablen der Bauteile wie z.B. die Länge, der Durchmesser und die Wandstärke sinnvoll gewählt werden. [11, 33]

3 FEM / Theoretische Grundlagen

In diesem Kapitel wird anfangs näher auf die explizite Finite Elemente Methode eingegangen und in weiterer Folge die einzelnen Modellierungsansätze erläutert. So wird das Hauptaugenmerk vor allem auf die verwendeten Materialmodelle gelegt. Bei den Simulationsmodellen wurden nur mechanische Einflüsse berücksichtigt. Anderweitige Einflüsse wie z.B. Temperatur, Alterung oder die Belastungs- bzw. Ratenabhängigkeit des Materialverhaltens wurden vernachlässigt. Die Simulationen wurden mit dem expliziten Solver RADIOSS Block 13.0 (Altair Engineering, Inc. / Troy, Michigan, USA) ausgeführt, welcher im Zuge der Formula Student zur Verfügung gestellt wurde.

3.1 Explizite Finite-Elemente-Methode

Für die numerische Analyse von kurzzeitdynamischen bzw. quasistatischen Problemstellungen wird im Rahmen der Finiten Elemente Methode das Verfahren der expliziten Zeitintegration verwendet. Der Vorteil gegenüber impliziten Verfahren liegt vor allem in der numerischen Robustheit der Zeitintegration sowie der Effizienz des Verfahrens. Diese wird erreicht, da unter gewissen Voraussetzungen die Massenmatrix nicht invertiert werden muss und bei der Berechnung der numerischen Lösung keine Gleichgewichtsiteration durchgeführt wird. Als Nachteil gilt die bedingte Stabilität, zu deren Sicherstellung teils sehr kleine Zeitschritte eingehalten werden müssen. Dies kann unter Umständen, ein auf die Rechenzeit bezogenes, Effizienzproblem darstellen. Da im Gegensatz zu impliziten Verfahren die Konvergenz nicht sichergestellt ist, werden zur Überprüfung der Ergebnisse Energiebilanzen herangezogen. [15, 25, 38]

In weiterer Folge wird näher auf die Lösung des Gleichungssystems, die Ermittlung des Zeitschrittes sowie die Bedeutung der einzelnen Energieanteile eingegangen. Ebenfalls werden Verfahren vorgestellt, welche zur Reduzierung der Rechendauer beitragen können.

Die Bewegungsgleichung eines gedämpften nichtlinearen Systems lautet, [17]

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{P} \quad (3.1)$$

welche bei der Anwendung der expliziten Finite Elemente Methode oft auch in folgender Form angeschrieben wird [16]:

$$\mathbf{M}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{I} - \mathbf{P} = 0 \quad (3.2)$$

Die Dämpfungsmatrix \mathbf{C} wird dabei vernachlässigt oder in folgender Form berücksichtigt:

$$\mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}_{n+1/2} \quad (3.3)$$

Dadurch bleibt die Effizienz des Verfahrens erhalten, da sich der Geschwindigkeitsvektor in der Intervallmitte $\dot{\mathbf{u}}_{n+1/2}$ bei der Lösung des Gleichungssystems ergibt.

Mit den Abkürzungen:

\mathbf{M} : Massenmatrix (Annahme: zeitlich konstant)

\mathbf{C} : Dämpfungsmatrix

\mathbf{K} : Steifigkeitsmatrix

\mathbf{u} : Vektor der Verschiebungen

$\dot{\mathbf{u}}$: Vektor der Geschwindigkeiten

$\ddot{\mathbf{u}}$: Vektor der Beschleunigungen

\mathbf{I} : Vektor der inneren Lasten (Beiträge der Spannungen, Annahme: $\mathbf{I} = \mathbf{I}(\mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}}) = \mathbf{K}\mathbf{u}$)

\mathbf{P} : Vektor der äußeren Lasten (Annahme: $\mathbf{P} = \mathbf{P}(\mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}})$)

Diese Schreibweise von Gleichung (3.2) kann gewählt werden, da bei der numerischen Lösung des Gleichungssystems die Steifigkeitsmatrix \mathbf{K} nicht invertiert werden muss. Diese erfolgt durch die Anwendung einer expliziten Mittelpunkregel, welche zum Zeitpunkt t_n auf den Beschleunigungsvektor $\ddot{\mathbf{u}}_n$ angewendet und dadurch der Geschwindigkeitsvektor in der Intervallmitte $\dot{\mathbf{u}}_{n+1/2}$ berechnet wird. Die Mittelpunkregel korrespondiert in RADIOSS mit dem Newmark-Algorithmus mit den Variablen $\gamma = \frac{1}{2}$ und $\beta = 0$, welcher einen zentralen Differenzenalgorithmus darstellt der bei der Auswahl eines geeigneten Zeitinkrements stabil ist. [39]

$$\dot{\mathbf{u}}_{n+1/2} = \dot{\mathbf{u}}_{n-1/2} + \frac{\Delta t_{n+1} + \Delta t_n}{2} \ddot{\mathbf{u}}_n \quad (3.4)$$

Die Verschiebungen werden ebenfalls mittels expliziter Mittelpunkregel ermittelt:

$$\mathbf{u}_{n+1} = \mathbf{u}_n + \Delta t_{n+1} \dot{\mathbf{u}}_{n+1/2} \quad (3.5)$$

In den nächsten Schritten werden die inneren und äußeren Kräfte berechnet:

$$\mathbf{I}_{n+1} = \mathbf{I}(\mathbf{u}_{n+1}, \dot{\mathbf{u}}_{n+1/2}) \quad (3.6)$$

$$\mathbf{P}_{n+1} = \mathbf{P}(\mathbf{u}_{n+1}, \dot{\mathbf{u}}_{n+1/2}) \quad (3.7)$$

Anschließend wird die Beschleunigung zum Zeitpunkt t_{n+1} ermittelt:

$$\ddot{\mathbf{u}}_{n+1} = \mathbf{M}^{-1}(\mathbf{P}_{n+1} - \mathbf{I}_{n+1}) \quad (3.8)$$

Es ist ersichtlich dass dabei eine Invertierung der Massenmatrix \mathbf{M} durchgeführt werden muss, was einen hohen Rechenaufwand bedeutet. Folglich werden konsistente Massenmatrizen (Einträge auf den Nebendiagonalen) in der expliziten Finite Elemente Methode nicht verwendet, sondern in Form einer kondensierten Massenmatrix in Diagonalform (*lumped mass matrix*) angegeben, bei der die Invertierung trivial ist. Dies ist ausschlaggebend für die numerische Effizienz des Verfahrens, da Formel (3.8) dadurch direkt nach den unbekanntenen Knotenbeschleunigungen $\ddot{\mathbf{u}}$ aufgelöst werden kann. Zur Bestimmung der diagonalisierten Massenmatrix existieren verschiedene Interpolations- und Integrationstechniken. [15, 16]

Wie eingangs erwähnt, spielt die Wahl eines geeigneten Zeitschrittes eine entscheidende Rolle hinsichtlich der numerischen Stabilität der expliziten Finite Elemente Berechnung. Ein Kriterium für die globale numerische Stabilität kann in der Form angegeben werden, das der gewählte Zeitschritt kleiner ist als die höchste im System auftretende Eigenfrequenz: [19]

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{max}} \left(\sqrt{1 + \xi_{max}^2} - \xi_{max} \right) \quad (3.9)$$

Mit den Abkürzungen:

ω_{max} : Eigenkreisfrequenz des höchsten Eigenmodes

ξ_{max} : Lehrsche Dämpfung des höchsten Eigenmodes ($\xi_{max} = \frac{d}{2\sqrt{km}}$)

d : Dämpfungskonstante

k : Federkonstante

m : Masse

Für größere Systeme ist es sehr aufwendig, den höchsten Eigenmode ω_{max} zu ermitteln. Ebenfalls muss bei der Untersuchung von lokalen Mechanismen die lokale numerische Stabilität gewährleistet sein. Deshalb wird jedes Element isoliert für sich betrachtet und jenes mit der größten Eigenfrequenz als Näherungslösung für das stabile Zeitinkrement herangezogen: [19]

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{max}^{elem}} \quad (3.10)$$

Die elementweise Abschätzung des stabilen Zeitinkrements kann auch wie folgt formuliert werden (Courant-Friedrichs-Lewy-Stabilitätskriterium): [19]

$$\Delta t \leq \frac{L_{min}}{c} \quad (3.11)$$

Mit den Abkürzungen:

L : Charakteristische Elementabmessung

L_{min} : Kleinste charakteristische Elementabmessung (Element mit größter Eigenfrequenz)

c : Wellenausbreitungsgeschwindigkeit (Schallgeschwindigkeit) des Materials; für isotropes lineares Material: $c = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1-\nu)(1-2\nu)}}$ (Volumenelement), $c = \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}}$ (Schalenelement) oder $c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$ (Stab- und Balkenelement)

Da sich bei dynamischen nichtlinearen Berechnungen, aufgrund großer Dehnungen, sowohl die kleinste Elementabmessung L_{min} als auch die Steifigkeiten ändern, muss das stabile Zeitinkrement in jedem Berechnungsschritt der Bewegungsgleichung aktualisiert werden. Moderne Finite Elemente Solver wie RADIOSS passen den Zeitschritt automatisch an. Dabei

wird darauf geachtet, dass dieser in einem vertretbaren Wertebereich liegt und nicht zu klein wird. Wird ein kritischer Wert erreicht, so wird die Simulation abgebrochen oder bestimmte Maßnahmen getroffen, welche zur Stabilisierung des Zeitschrittes führen. Diese werden in weiterer Folge angeführt.

Ein weit verbreitetes numerisches Hilfsmittel zur Vergrößerung des stabilen Zeitinkrements stellt die Massenskalierung dar. Diese kommt vor allem bei der Simulation von quasistatischen Problemstellungen zum Einsatz, da bei diesen die Trägheitskräfte keine Rolle spielen. Die Idee beruht darauf, dass eine Anhebung der Dichte ρ um den Faktor n^2 eine Erhöhung des stabilen Zeitinkrements um den Faktor n bewirkt. In der Kurzzeitdynamik kommt die Massenskalierung gar nicht bzw. nur in lokal begrenzter Form zum Einsatz. Die Anwendung beschränkt sich dabei auf kleine Elemente bzw. Elemente, welche großen Verzerrungen unterliegen, da diese zu einer Verkleinerung des stabilen Zeitinkrements führen können. Um fehlerhafte Simulationsergebnisse zu vermeiden, sollte bei quasistatischen Problemstellungen eine Kontrolle der kinetischen Energie durchgeführt werden. Diese sollte nicht mehr als 5% (Richtwert) von dem Wert der inneren Energie betragen. Im Zuge dieser Arbeit wurde die Massenskalierung nicht angewendet. [16, 20]

Eine weitere Maßnahme, welche zur Vergrößerung des stabilen Zeitinkrements angewendet werden kann, ist die Löschung von Elementen, welche großen Verzerrungen unterliegen. Dadurch werden alle Spannungskomponenten des betroffenen Elements null gesetzt und als Konsequenz kein weiterer energetischer Beitrag zum Simulationsergebnis geliefert. Die Löschung der Elemente wird auch im Rahmen der Verwendung von schädigungsmechanischen Modellen eingesetzt. Während der Schädigungsphase erfahren betroffene Elemente eine Herabsetzung der Steifigkeit, welche bei vollständiger Schädigung den Wert null aufweist. Dies kann bei großen Verzerrungen zu einem negativen Elementvolumen und dadurch in weiterer Folge zum Abbruch der Simulation führen, weshalb diese Elemente deaktiviert werden. [18, 40]

Bei der Anwendung der expliziten FEM auf dynamische Probleme treten in der numerischen Lösung unerwünschte Oszillationen auf, welche rein numerischen Ursprungs sind. Diese werden bei der expliziten FEM anhand von numerischer Dämpfung volumetrischer Dehnungen (*bulk viscosity*) reduziert, welche einen kleinen Anteil zur Gesamtenergie beiträgt. In weiterer Folge werden die einzelnen Energieanteile betrachtet. [16, 41]

Um die Ergebnisse der expliziten Finiten Elemente Berechnung zu überprüfen, wird eine Energiebilanz herangezogen. RADIOSS verwendet dabei eine Bilanzgleichung der Form:

$$Err\% = 100 * \left(\frac{E_k + E_{kr} + E_i}{E_{k0} + E_{kr0} + E_{i0} + E_{wk} - E_{wk0}} - 1 \right) \quad (3.12)$$

Mit den Abkürzungen:

E_k : Translatorischer Anteil der kinetischen Energie

E_{kr} : Rotatorischer Anteil der kinetischen Energie

E_i : Innere Energie (elastische, plastische

E_{k0} : Anfangswert des translatorischen Anteils der kinetischen Energie

E_{kr0} : Anfangswert des rotatorischen Anteils der kinetischen Energie

E_{i0} : Anfangswert der inneren Energie

E_{wk} : Externe Arbeit

E_{wk0} : Anfangswert der externen Arbeit

Weitere Energieanteile der explizite FEM:

E_{VD} : Energieanteil der viskosen Dämpfung

E_C : Kontaktenergie (Reibungsenergie)

E_{HG} : "Hourglass" Energie

An dieser Stelle sei anzumerken, dass E_{VD} , E_C und E_{HG} bei RADIOSS nicht in die Energiebilanzgleichung miteinbezogen werden. Der Fehler wird dabei prozentual angegeben und kann herangezogen werden, um Abweichungen von der stabilen Lösung festzustellen. Diese können z.B. durch inkompatible Randbedingungen oder eine ungünstige Wahl der Materialgesetze hervorgerufen werden. [38, 39]

3.2 Modellierung von FVK Laminaten

Wie bereits in Kapitel 2.4 angeführt, besitzen FVK eine komplexe Mikrostruktur und weisen unterschiedlichste Versagensmechanismen auf, welche auf verschiedenen Skalierungsebenen auftreten. Diese können in intralaminare bzw. interlaminare Mechanismen eingeteilt werden. So treten Effekte wie Faserbrüche, Matrixbrüche und Faserbeulen in den Lagen auf und sind daher den intralaminaren Mechanismen zuzuordnen. Delamination hingegen ist den interlaminaren Mechanismen zuzuordnen, da dadurch eine Trennung der Einzellagen erfolgt. Ziel einer Crash-Simulation mit FVK ist es, alle für die Problemstellung relevanten Effekte zu erfassen. Dies ist entscheidend da die absorbierte Energie zur Bewertung des Bauteils hinsichtlich seiner Eignung als Crash-Absorber herangezogen wird. [42]

Im Zuge dieser Arbeit werden die in den einzelnen Simulationsmodellen erstellten CFK-Laminat auf der Meso-Ebene modelliert. Dabei werden die einzelnen Gewebelagen der Laminat als gestapelte Anordnung von homogenen orthotropen Schichten berücksichtigt, welche über die interlaminaren Interfaces miteinander gekoppelt werden. Jede Einzellege wird mit Schalenelementen diskretisiert und weist eine Dicke von $t_L = 0,2 \text{ mm}$ auf. Die Interfaces zwischen den Einzellagen werden mit Hexaeder-Elementen diskretisiert und ein Kohäsivzonenansatz zugeordnet. Diese Kohäsiv-Elemente teilen sich die Knoten mit jenen der Schalenelemente, welche sich in unmittelbarer Nähe zu diesen auf den Einzellagen befinden. Diese Anordnung wird als "*Stacked Shell Approach*" (SSA) bezeichnet und ist schematisch in Abbildung 9 angeführt. Ein wesentlicher Vorteil dieses Ansatzes liegt in der Verwendung von Schalenelementen, welche zur Modellierung der Einzellagen herangezogen werden. Dadurch kommt es, im Vergleich zur Modellierung mit Kontinuums-elementen, zu keiner negativen Beeinflussung des stabilen Zeitinkrements durch die geringe Dicke der Lagen. [42]

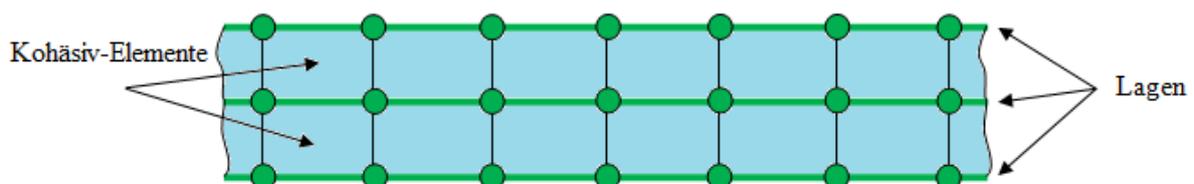


Abbildung 9: Aufbau des "*Stacked Shell Approach*" (In Anlehnung an [42])

3.3 Modellierung der Einzellagen

3.3.1 Schädigungsmechanische Modelle

An dieser Stelle soll kurz auf die Grundlagen von schädigungsmechanischen Modellen eingegangen werden. Im Allgemeinen versteht man unter dem Begriff "*Schädigung*" Vorgänge, die im Zuge einer Beanspruchung zur Bildung von Mikroporen und Mikrorissen im Material führen und somit die Materialsteifigkeit herabsetzen bzw. abmindern. Bei weiterer Belastung vergrößern sich die Poren bzw. Risse bis sich aufgrund der Strukturänderungen ein oder mehrere dominante Risse ausbilden und es zu einem lokalen Versagen auf der Mikroebene kommt. Ausgehend vom makroskopischen Bruchverhalten unterscheidet man zwischen spröder Schädigung, duktiler Schädigung, Kriechschädigung und Ermüdungsschädigung. [17, 21, 25]

Schädigungsmechanische Modelle werden schon seit geraumer Zeit erfolgreich zur Simulation von duktilen und spröden Werkstoffen eingesetzt und wurden entwickelt, um das Materialverhalten im Rahmen der Kontinuumsmechanik zu beschreiben. Dies geschieht in der Form, dass die auftretenden Makrospannungen und Makroverzerrungen als gemittelte Werte über ein repräsentatives Volumenelement betrachtet werden, in welchem der Schädigungsprozess stattfindet. Die Materialschädigung wird dabei in Form von internen Zustandsvariablen berücksichtigt, welche in die Materialgesetze eingeführt werden. Über ein Evolutionsgesetz wird der Grad der Schädigung bestimmt, welcher von den einwirkenden Belastungen abhängig ist. Ein betroffenes Element kann als vollständig geschädigt betrachtet werden, wenn dessen Steifigkeit zur Gänze herabgesetzt wurde. [21, 25]

Schädigungsmechanische Modelle bieten gegenüber klassischen oder bruchmechanischen Festigkeitshypothesen den Vorteil, dass durch die Schädigungsmechanik das Verformungs- und Versagensverhalten auf lokaler Ebene verknüpft wird, und dadurch ein Kriterium liefert, welches von der Beanspruchung und ihrer Vorgeschichte abhängig ist. Schädigungsmechanischen Modellen weisen meist eine komplizierte Struktur der Materialgesetze auf, welche die Bestimmung einer hohen Anzahl an Materialparameter erfordert. Ebenfalls weisen die Modelle eine Empfindlichkeit hinsichtlich der numerischen Stabilität auf d.h. vollständig geschädigte Elemente können zu sehr kleinen Zeitschritten und daher im schlimmsten Fall zum Abbruch der Simulation führen. Dies kann jedoch durch Deaktivierung der Elemente verhindert werden. [25, 42]

3.3.2 Materialmodell der Einzellagen

Die Wahl des Materialgesetzes ist von den Eigenschaften des realen Materials sowie von den Anforderungen an die Simulation abhängig. Im Falle von FVK ist es notwendig Materialmodelle auszuwählen, mit denen das nichtlineare Materialverhalten nachgebildet und alle relevanten Versagensmechanismen erfasst werden können. Der explizite Solver RADIOSS bietet dabei eine Vielfalt an Möglichkeiten, wobei im Zuge dieser Arbeit das Hauptaugenmerk auf die Modellierung von CFK-Geweben gelegt wird. Dazu wurde ein homogenes orthotropes Materialmodell (RADIOSS LAW25) verwendet. In diesem kann das konstitutive Verhalten der Einzellagen anhand von zwei verschiedenen Formulierungen beschrieben werden, wobei im Zuge dieser Arbeit die CRASURV-Formulierung verwendet wurde. Diese bietet die höhere Flexibilität hinsichtlich der Modellierung des Materialverhaltens und beschreibt dieses in drei Phasen:

- elastischen Materialverhalten
- Erfüllung des Versagenskriterium und Schädigungsinitiierung
- Evolution der Schädigung

Die weiteren Betrachtungen erfolgen unter Voraussetzung eines ebenen Spannungszustandes (ESZ). Die Schuss- bzw. Kettenrichtung des Gewebes liegen im rechten Winkel zueinander und werden durch die 1 und 2 Richtung repräsentiert, siehe Abbildung 10.

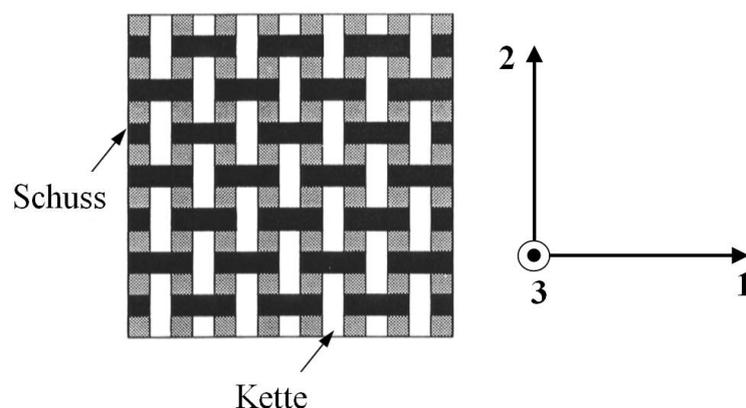


Abbildung 10: Schematische Darstellung eines Gewebematerials (In Anlehnung an [9])

Unter Berücksichtigung der Materialschädigung können die Beziehungen zwischen den Spannungen und Dehnungen wie folgt beschrieben werden:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11}^{el} + \varepsilon_{11}^{pl} \\ \varepsilon_{22}^{el} + \varepsilon_{22}^{pl} \\ \varepsilon_{12}^{el} + \varepsilon_{12}^{pl} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-d_1)E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{(1-d_2)E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2S_{12}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} \quad (3.13)$$

Hier stellen ε_{ij} und σ_{ij} die Verzerrungs- bzw. Spannungskomponenten des ESZ dar. E_1 und E_2 beschreiben die Elastizitätsmoduli der Faserrichtungen, S_{12} den "inplane" Schubmodul sowie ν_{12} und ν_{21} die Poisson-Zahlen. Die Schädigung des Materials wird in Form der Schädigungsvariablen d_1 und d_2 berücksichtigt, wobei die Fälle $d = 0$ keine Schädigung und $d = 1$ vollständige Schädigung des Materials repräsentieren. Des Weiteren wird für die beiden Faserrichtungen zwischen Zug- und Druckbelastungen unterschieden, weshalb die Schädigungsvariablen d_1 und d_2 den entsprechendem Versagensmodus wie folgt zugeordnet werden:

$$d_1 = \begin{cases} d_1^t & \text{für } \sigma_{11} \geq 0 \\ d_1^c & \text{für } \sigma_{11} < 0 \end{cases} \quad (3.14)$$

$$d_2 = \begin{cases} d_2^t & \text{für } \sigma_{22} \geq 0 \\ d_2^c & \text{für } \sigma_{22} < 0 \end{cases} \quad (3.15)$$

Zur Beschreibung des Schubverlaufes verwendet das CRASURV Model einen elastisch plastischen Ansatz mit isotroper Verfestigungskurve und einem Maximalenergiekriterium.

Um die Schädigungsinitiierung zu beschreiben, verwendetet das Materialmodell das Tsai-Wu Versagenskriterium. Dabei handelt es sich um ein quadratisches Interaktionskriterium in allgemeiner Form, welches den Polynomtheorien zuzuordnen ist und die Interaktion der Spannungen berücksichtigt. Dieses wird für den Fall des ESZ in vereinfachter folgender Form beschrieben:

$$F_1\sigma_{11} + F_2\sigma_{22} + F_{11}\sigma_{11}^2 + F_{22}\sigma_{22}^2 + F_{66}\sigma_{12}^2 + 2F_{12}\sigma_{11}\sigma_{22} = 1 \quad (3.16)$$

mit den Abkürzungen der Versagensindizes:

$$\begin{aligned}
 F_1 &= -\frac{1}{\sigma_{11}^c} + \frac{1}{\sigma_{11}^t} & F_2 &= -\frac{1}{\sigma_{22}^c} + \frac{1}{\sigma_{22}^t} \\
 F_{11} &= \frac{1}{\sigma_{11}^c \sigma_{11}^t} & F_{22} &= \frac{1}{\sigma_{22}^c \sigma_{22}^t} \\
 F_{66} &= \frac{1}{\sigma_{12}^f \sigma_{12}^f} & F_{12} &= -\frac{\alpha}{2} \sqrt{F_{11} F_{22}}
 \end{aligned}$$

In den oben angeführten Gleichungen stellen σ_{ij} ($i = 1, 2$) die Komponenten des Spannungstensors und $\sigma_{11}^t, \sigma_{11}^c, \sigma_{22}^t$ und σ_{22}^c die Zug- bzw. Druckbruchfestigkeiten dar. Die Schubbruchfestigkeit wird mit σ_{12}^f bezeichnet. Die Variable α ist ein Reduktionsfaktor und wurde in dieser Arbeit als 1 angenommen.

Da beim Tsai-Wu Kriterium keine direkte Auskunft über den auftretenden Versagensmodus gegeben werden kann, werden die folgenden Ausdrücke aus Gleichung (3.16) herangezogen um diesen abzuschätzen:

Richtung 1 - Zug:

$$H_1^+ = F_1 \sigma_{11} + F_{11} \sigma_{11}^2 \quad \sigma_{11} > 0 \quad (3.17)$$

Richtung 1 - Druck:

$$H_1^- = F_1 \sigma_{11} + F_{11} \sigma_{11}^2 \quad \sigma_{11} < 0 \quad (3.18)$$

Richtung 2 - Zug:

$$H_2^+ = F_2 \sigma_{22} + F_{22} \sigma_{22}^2 \quad \sigma_{22} > 0 \quad (3.19)$$

Richtung 2 - Druck:

$$H_2^- = F_2 \sigma_{22} + F_{22} \sigma_{22}^2 \quad \sigma_{22} < 0 \quad (3.20)$$

Richtung 12 - Schub:

$$H_6 = F_{66} \sigma_{12}^2 \quad (3.21)$$

Der größte H_i Term wird als dominanter Versagensmodus herangezogen und für diesen die Schädigung initiiert. Die Terme H_1 und H_2 korrespondieren mit Zug- bzw. Druckversagen in der jeweiligen Materialrichtung. H_6 korrespondiert mit Schubversagen.

Unter Verwendung der auftretenden Verzerrungen kann die Evolution der Schädigungsvariablen für die Zug- und Druckbelastung in den beiden Faserrichtungen anhand folgender Relation beschrieben werden:

$$d_i = \frac{\varepsilon_{ii} - \varepsilon_{fii}}{\varepsilon_{mii} - \varepsilon_{fii}} \quad i = 1,2 \quad (3.22)$$

Darin beschreibt ε_{fii} die Verzerrung zum Zeitpunkt der Schädigungsinitiierung und ε_{mii} die maximale Verzerrung bei Erreichen des vollständig geschädigten Zustandes. Das Materialverhalten ist schematisch in Abbildung 11 angeführt. Dabei ist zu beachten, dass im Gleichungssystem (3.13) die Schädigung nur bei Belastung berücksichtigt wird. Die Herabsetzung der Steifigkeit wird bei Entlastung im Schädigungsbereich nicht berücksichtigt, wodurch ein Verzerrungsanteil ε_{ii}^{pl} bestehen bleibt.

Um die benötigten Werte für ε_{fii} und ε_{mii} zu ermitteln, wurde ein Ansatz für spröde Schädigung aus [21] verwendet. Dabei wird ein repräsentatives Flächenelement ΔA einer Zugprobe betrachtet, welches im Ausgangszustand nur einen Modus I Riss enthält, siehe Abbildung 12. Es wird angenommen das die Risslänge entsprechend klein ist, sodass keine Wechselwirkung mit anderen Rissen in der Umgebung stattfindet.

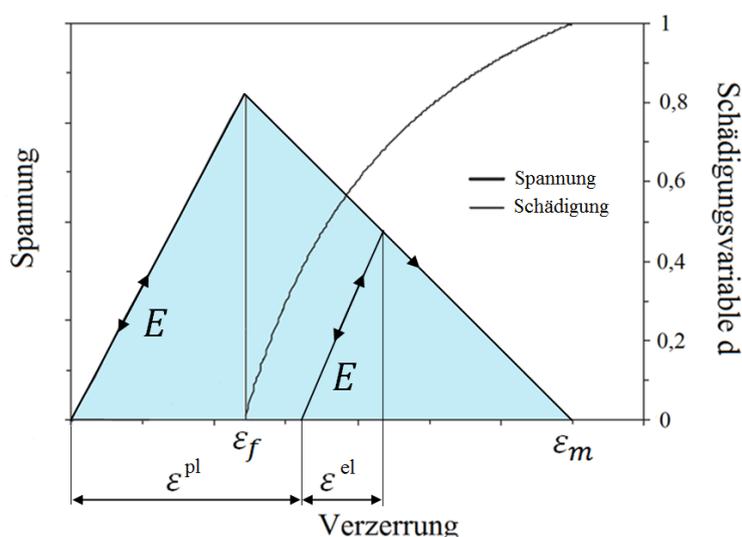


Abbildung 11: Linear elastisches Materialverhalten mit anschließender linearer Schädigungsphase (In Anlehnung an [43])

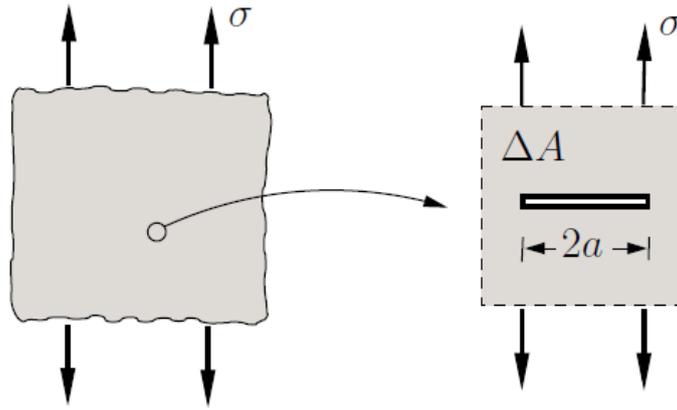


Abbildung 12: 2D Schädigungsmodell für Zugbelastung [21]

Somit kann das makroskopische Stoffverhalten unter Verwendung der *spezifischen Ergänzungsenergie* \tilde{U} folgendermaßen angegeben werden, wobei die folgenden Gleichungen für Zug- und Druckbelastung angewendet werden können:

$$\tilde{U} = \tilde{U}^e(\sigma_{ii}) + \Delta\tilde{U}(\sigma_{ii}, a) \quad (i = 1,2) \quad (3.23)$$

Der erste Term beschreibt den elastischen Anteil der Energie \tilde{U}^e des ungeschädigten Materials und ist gegeben durch:

$$\tilde{U}^e = \frac{\sigma_{ii}^t{}^2}{2E_i} \quad (3.24)$$

Hier beschreibt σ_{ii}^t die Zugbruchspannung und E_i den Elastizitätsmodul in Belastungsrichtung. Der zweite Anteil beschreibt die Energieänderung infolge der Existenz von Mikrorissen, und stellt mit der Verwendung der Energiefreisetzungsrate $G_i^c = K_I^2/E_i$ (mit $K_I = \sigma_{ii}\sqrt{\pi a}$) den Zusammenhang zur Bruchmechanik her:

$$\Delta\tilde{U} = \frac{2}{\Delta A} \int_0^a G_i^c da = \frac{\pi}{E_i \Delta A} \sigma_{ii}^2 a^2 = \frac{2G_i^c}{l_e} \quad (3.25)$$

Wobei K_I den Spannungsintensitätsfaktor darstellt. Mit l_e fließt die Länge der finiten Elemente in Gleichung (3.25) ein. Die bei Risswachstum dissipierte Energie ist von der Elementgröße abhängig was bei Simulationsmodellen, welche mehrere Elementgrößen aufweisen, zu einen erhöhten Modellierungsaufwand führen kann. Dieser wesentliche Nachteil kann durch die Implementierung eines "Crack Band" Models behoben werden was jedoch von RADIOSS aktuell nicht unterstützt wird. [22]

Aus den angeführten Gleichungen lassen sich die gesuchten Werte der Verzerrungen leicht bestimmen. Da bis zum Erreichen der Bruchfestigkeiten linear elastisches Materialverhalten vorausgesetzt wird, kann ε_{fii} aus dem Hooke'schen Gesetz berechnet werden:

$$\varepsilon_{fii} = \frac{\sigma_{ii}^t}{E_i} \quad (3.26)$$

Hier stellen σ_{ii}^t die Zugbruchspannungen und E_i die Elastizitätsmoduli dar. Der gesuchte Wert der maximalen Verzerrung ε_{mi} kann durch Integration über die Risslänge, welche der Elementlänge entspricht und Umformen von Gleichung (3.23) gewonnen werden:

$$\varepsilon_{mi} = \frac{\partial \tilde{U}}{\partial \sigma_{ii}} = \frac{\sigma_{ii}^t}{E_i} + \frac{2G_{ci}}{\sigma_{ii}^t l_e} \quad (3.27)$$

Nach der Ermittlung der benötigten Eingabewerte wurden die Ergebnisse anhand des Energieoutputs überprüft, vergleiche Kapitel 3.1. Die Bestimmung der Verzerrungsparameter bei Druckbelastung erfolgt analog. In weiterer Folge wird näher auf das Materialverhalten bei Schubbeanspruchung eingegangen.

Bei dieser weisen CFK Gewebe elastisch plastisches Verhalten auf, welches durch das nichtlineare Verhalten des Matrixwerkstoffes verursacht wird. Anhand der CRASURV-Formulierung kann das elastisch plastische Materialverhalten nachgebildet werden. Schädigung kann nicht berücksichtigt werden d.h. es kommt zu keiner Abminderung des Schubmoduls S_{12} wodurch im Falle einer Entlastung ein plastischer Anteil der Verzerrung bestehen bleibt. Die Schubverzerrung lässt sich dabei in eine elastische und eine plastische Phase unterteilen.

$$\varepsilon_{12} = \varepsilon_{12}^{el} + \varepsilon_{12}^{pl} \quad (3.28)$$

Die Initiierung der plastischen Phase setzt ein, wenn Gleichung (3.21) erfüllt ist. Das Materialverhalten im plastischen Bereich wird anhand einer Verfestigungskurve beschrieben, wobei der Schubspannungsverlauf folgende Form aufweist:

$$\sigma_{12}^f = \sigma_{120}^f (1 + b_{12} (W_{12})^{n_{12}}) \quad (3.29)$$

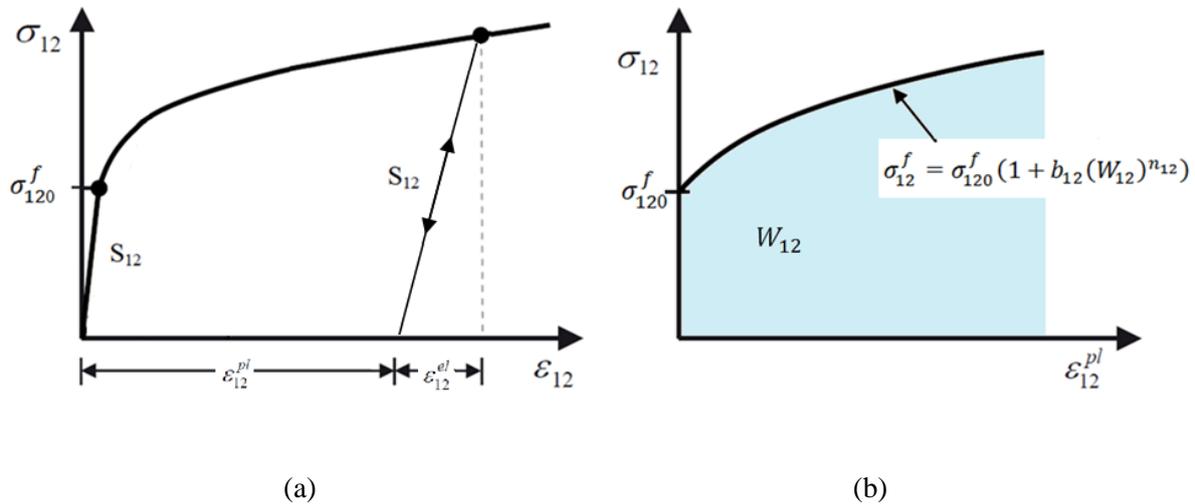


Abbildung 13: Schubspannungsverlauf mit isotroper Verfestigung: (a) Schubspannungsverlauf, (b) Verfestigungskurve und Arbeit (In Anlehnung an [7])

Daraus ist ersichtlich, dass es sich um isotrope Verfestigung handelt wobei σ_{120}^f den Anfangswert der Schubbruchspannung und W_{12} die plastische Arbeit darstellt. Diese ist gleichzusetzen mit der Fläche unter der Kurve des σ, ϵ -Verlaufes. Die Koeffizienten b_{12} und n_{12} sind Konstanten, welche den Verlauf der Verfestigungskurve bestimmen. Das vollständige Versagen des Materials wird in der Form berücksichtigt, dass ein maximaler Wert der Arbeit W_{max} erreicht wird. Der Schubspannungsverlauf sowie die Verfestigungskurve sind in Abbildung 13 schematisch angeführt.

3.4 Modellierung des interlaminaren Interface

Während des Crash-Vorganges wird ein Teil der Energie durch Delaminationen zwischen den Einzellagen dissipiert. Um diese Effekte im Simulationsmodell zu berücksichtigen, werden Kohäsiv-Elemente zwischen den Schalenelementen, welche die Einzellagen des Laminates repräsentieren, angeordnet (siehe Kapitel 3.2). Mittels Kohäsivzonenmodellen können die einzelnen Phasen des Materialverhaltens wie das elastische Verhalten, die Schädigungsinitiierung sowie die Schädigungsevolution anhand von Konstitutivgesetzen beschrieben werden.

Kohäsivzonenmodelle werden zur Modellierung von dünnen Schichten wie z.B. Klebeverbindungen oder den interlaminaeren Schichten von FVK-Laminaten verwendet. Die Schichtdicke wird dabei als vernachlässigbar dünn angenommen. Der Vektor der in den Schichten herrschenden Spannungen \mathbf{t} weist daher nur eine Normal- und zwei Schubkomponenten auf.

Das Kohäsivzonenmodell von RADIOSS verwendet dabei einen Ansatz, bei dem die Kohäsivspannungen in entkoppelter Weise betrachtet werden, d.h. keine Interaktion zwischen den Modi besteht. So kann z.B. eine Separation in Schubrichtung keine Kohäsivspannung in Normalrichtung herbeiführen. Ein Vergleich mit klassischen Kontinuumselementen ist in Abbildung 14 angeführt. Kohäsiv-Elemente besitzen ebenso wie Kontinuumselemente 8 Knoten, die Abmessung der Elemente in Normalrichtung kann jedoch auch den Wert null annehmen.

Der Zusammenhang zwischen dem Kohäsivspannungsvektor \mathbf{t} und dem Separationsvektor $\boldsymbol{\delta}$ kann für den elastischen Bereich in folgender Weise angegeben werden [7]:

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_{33} \\ t_{31} \\ t_{32} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{33} & 0 & 0 \\ 0 & K_{31} & 0 \\ 0 & 0 & K_{32} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_{33} \\ \delta_{31} \\ \delta_{32} \end{Bmatrix} = \mathbf{K} \boldsymbol{\delta} \quad (3.30)$$

Die Schädigungsinitiierung erfolgt anhand eines einfachen Maximalspannungskriteriums, bei dem die tatsächlichen Spannungen mit den Bruchspannungen verglichen werden:

$$\begin{Bmatrix} t_{33} \\ t_{33}^f \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} t_{31} \\ t_{31}^f \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} t_{32} \\ t_{32}^f \end{Bmatrix} = 1 \quad (3.31)$$

Dabei bedeuten t_{33}^f , t_{31}^f und t_{32}^f die Bruchfestigkeiten des Interface. In RADIOSS ist es möglich, die Schädigung des Interface in Normalrichtung, für Zug- als auch für Druckbelastung zu berücksichtigen. Es sei jedoch anzumerken das dabei für beide Richtungen dasselbe Konstitutivgesetz zur Beschreibung des Materialzustandes verwendet wird. In dieser Arbeit wurde das Verhalten der Kohäsiv-Elemente in der Weise definiert, dass nur Zugbelastungen eine Auswirkung auf das Materialverhalten der Interfaceschichten haben.

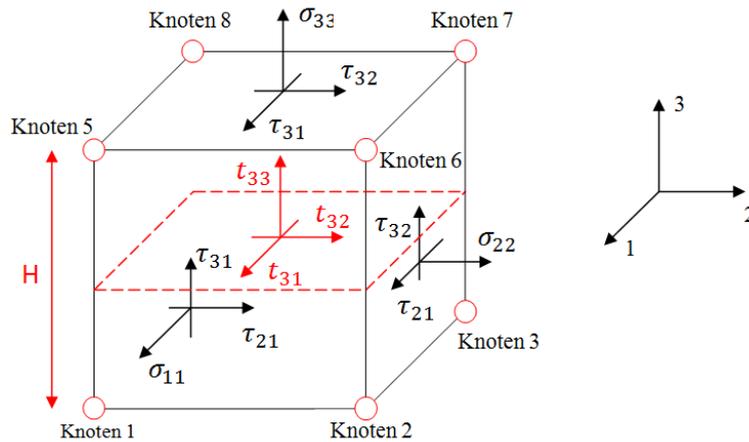


Abbildung 14: Vergleich Kontinuums Solid (Schwarz) und Kohäsiv-Element (Rot) [44]

Die Degradation der Interfacesteifigkeit wird über das Separationsgesetz beschrieben, welches in RADIOSS in Form einer Funktion angegeben und für die Normal- und Schubrichtung definiert wird. Einen guten Überblick zum Thema Separationsgesetze bietet die Arbeit von ALFANO & CRIESFIELD [45] in der die Auswirkungen verschiedener Kurvenformen auf die Ergebnisse untersucht werden. In dieser Arbeit wurde ein bilineares Separationsgesetz gewählt, welches durch folgende Gleichungen beschrieben werden kann:

$$t = \begin{cases} K_0 \delta & \delta \leq \delta_0 \\ \frac{\delta_1 - \delta}{\delta_1 - \delta_0} & \delta_0 \leq \delta \leq \delta_1 \\ 0 & \delta \geq \delta_1 \end{cases} \quad (3.32)$$

$$\delta_0 = \frac{t^F}{K_0} \quad (3.33)$$

$$\delta_1 = \frac{2G_c}{t^f} \quad (3.34)$$

Hier bedeutet K_0 die lineare elastische Steifigkeit des Interface. Schädigung wird initiiert, wenn die Bruchfestigkeit t^f des Interfaces bei einer Separation von δ_0 erreicht wird. Die Energiefreisetzungsrate G_c kann mit der Fläche unter der Kurve gleichgesetzt werden und weist für die Normal- und Schubrichtung unterschiedliche Werte auf. Wird die maximale Separation von δ_1 erreicht, ist das Kohäsiv-Element vollständig geschädigt. Die Separationsgesetze für Modus I und II/III sind zur Veranschaulichung in Abbildung 15 angeführt.

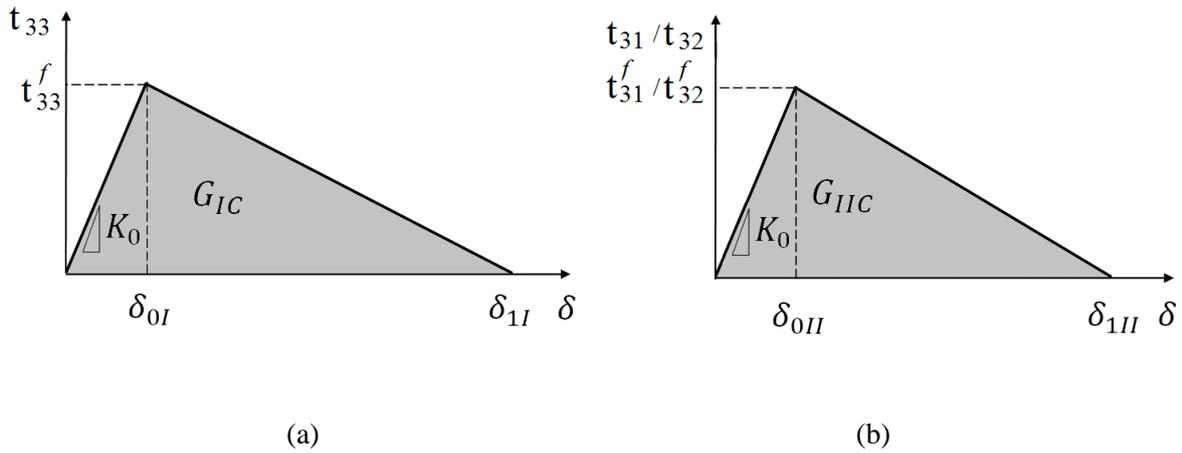


Abbildung 15: Bilineares Konstitutivgesetz für (a) Modus I und (b) Modus II/III [24]

Vollständige Schädigung eines Elementes wird postuliert, wenn ein quadratisches Energiekriterium erfüllt ist, siehe Abbildung 16, welches in folgender Form angegeben wird:

$$\left\{ \frac{G_I}{G_{IC}} \right\}^2 + \left\{ \frac{G_{II}}{G_{IIC}} \right\}^2 + \left\{ \frac{G_{III}}{G_{IIC}} \right\}^2 = 1 \quad (3.35)$$

Hier stellen G_{IC} und $G_{IIC} = G_{III}$ die kritischen Bruchenergien für Modus I und II/III dar. Ist das Kriterium in allen Integrationspunkten eines Kohäsiv-Elementes erfüllt, so wird dieses deaktiviert. Des Weiteren muss bei der Modellierung darauf geachtet werden, dass alle Knoten der Kohäsiv-Elemente mit Knoten der Schalenelemente der Lagen verbunden sind. Ist dies nicht der Fall kommt es ebenfalls zur Deaktivierung der Kohäsiv-Elemente.

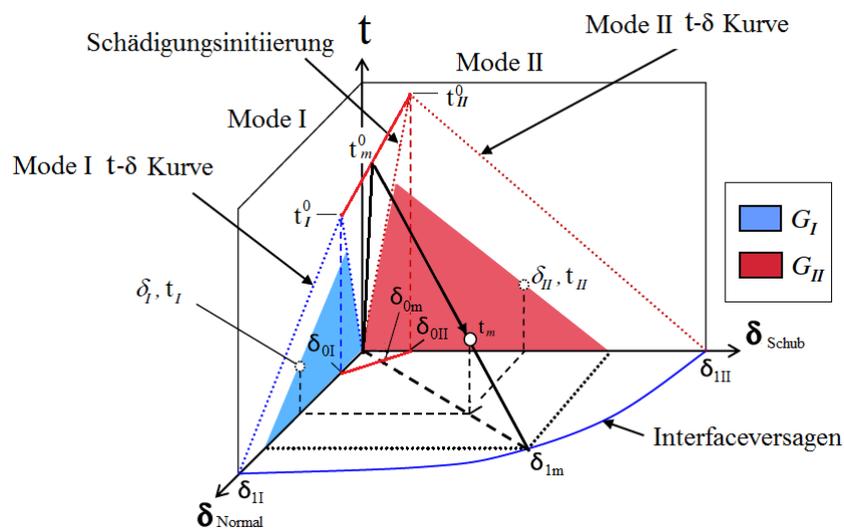


Abbildung 16: Bilineares mixed-Mode Materialmodell (In Anlehnung an [46])

3.5 Kontaktmodellierung

Kontaktprobleme treten bei einer Vielzahl von physikalischen Problemstellungen auf. Betrachtet man konkret die realen Probleme, welche im Zuge dieser Arbeit numerisch nachgebildet werden, so können folgende Kontakte aufgelistet werden:

- Während des Crash-Vorganges kommt es zum Kontakt zwischen dem Absorber und dem Hindernis.
- Bei der Zerstörung des Absorbers kommt es zur Schädigung der interlaminaeren Interfaceschichten, wobei in weiterer Folge die Einzellagen ihre relative Position zueinander verändern und ebenfalls in Kontakt zu anderen Lagen bzw. in Selbstkontakt treten können.
- Absorber, welche während des Crash-Vorgangs nicht selbststützend sind, müssen durch eine geeignete Führung stabilisiert werden, wobei zwischen dieser und den Absorber ebenfalls Kontakt auftritt.

Um die angeführten Kontaktprobleme numerisch zu modellieren, stehen dem Anwender in RADIOSS eine Vielzahl von Kontaktalgorithmen zur Verfügung. Die Auswahl ist dabei von den Anforderungen an die Simulation (z.B. Berücksichtigung von Reibungseffekten), sowie dem vorliegenden Simulationsmodell (z.B. Kontakt von starren Körpern / Kontakt zwischen verschiedenen Elementtypen) abhängig. Die nachfolgenden Erläuterungen wurden aus [15, 16, 19, 20, 28] entnommen. Im Zuge dieser Arbeit wird die Definition von Kontaktbedingungen bei den Simulationsmodellen des ENF- und Wedged-Plate Test benötigt.

In dieser Arbeit wird ein allgemeiner Kontakt verwendet, welcher in der technischen Dokumentation von RADIOSS unter der Bezeichnung "*Interface Type 7*" angeführt ist. Bei diesem handelt es sich um einen symmetrischen MASTER/SLAVE-Kontakt, d.h. jeder SLAVE-Knoten kann zur selben Zeit einem MASTER-Segment zugordnet sein und umgekehrt. Ebenfalls kann jeder SLAVE-Knoten mit jedem MASTER-Segment in Kontakt treten, wenn diese miteinander verknüpft sind. Die SLAVE-Knoten können dabei mit dem selben MASTER-Segment mehrmals in Kontakt treten. Wird ein mit Kontaktbedingungen auferlegtes Finites Element gelöscht, so wird auch die betreffende Kontaktbedingung entfernt.

Kommt es zu einer Durchdringung eines SLAVE-Knotens auf einem MASTER-Segment, so wird entsprechend der Penalty Methode eine masselose Feder mit der Steifigkeit K_K eingeführt, siehe Abbildung 17. Diese bewirkt eine Rückführung des Knotens. Die Penalty Methode ist dabei nichtlinear d.h. mit zunehmender Durchdringung wird auch die Steifigkeit der Feder erhöht. Diese Steifigkeitsänderung erfolgt anhand von Kraft-/Durchdringungskurven, wobei die Kontaktsteifigkeit im wesentlichen über zwei Eingabewerte variiert werden kann. Zum einen können die Kurven mit einem Skalierungsfaktor beaufschlagt werden, zum anderen kann die Gap-Weite gesteuert werden. Diese definiert dabei den Bereich um das MASTER-Segment, in dem das Eindringen von SLAVE-Knoten detektiert wird. Wie in Abbildung 17 ersichtlich ist, hat die Gap-Weite einen wesentlichen Einfluss auf die Steigung der Kraft-/Durchdringungskurve. Umso größer die Gap-Weite gewählt wird, umso flacher fällt die Steigung aus und umso größer ist die Durchdringung p der SLAVE-Knoten auf den MASTER-Segmenten.

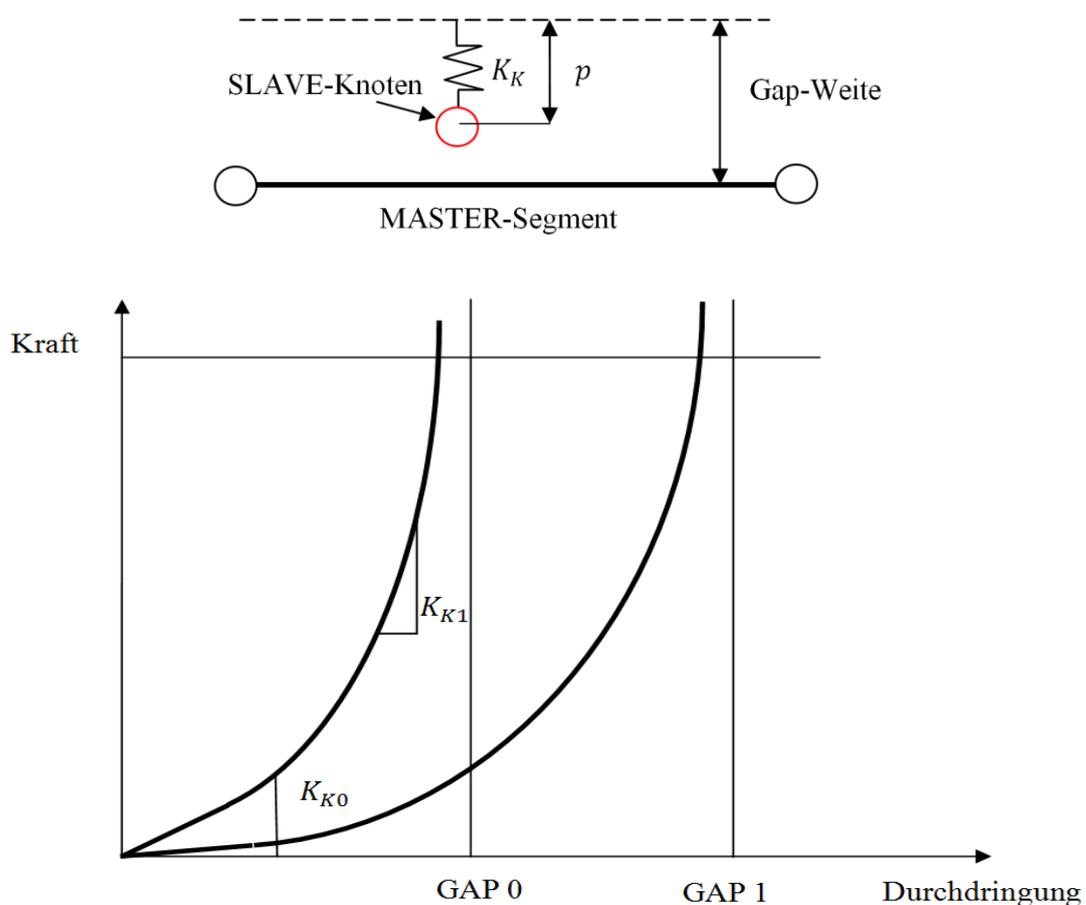


Abbildung 17: Penalty-Methode und Kraft-/Durchdringungskurven von Interface Type 7 [19]

Das Variieren der Kraft-/Durchdringungskurve stellt einen wichtigen Einfluss auf die Lösung des numerischen Modells dar. So beeinflusst die "Härte" des Kontakts die maximale Kraft, welche bei der Initiierung des Crash-Vorgangs auftritt. Eine Möglichkeit um geeignete Parameterwerte für die Kontaktsteifigkeit abzuschätzen ist die Anpassung selbiger an die elastische Steifigkeit der Kontaktpartner. Geeignete Parameterwerte führen zu einer Reduzierung von Oszillationen sowie zu einem physikalisch plausiblen Verhalten der numerischen Lösung.

Eine Einschränkung stellt der Einfluss der Kontaktsteifigkeit auf den stabilen Zeitschritt dar. Dieser wird verkleinert, wenn die Kontaktsteifigkeit zu hoch, bzw. wenn der Gap zu schmal gewählt wird. Bei der Modellbildung muss daher beachtet werden, dass diese beiden Parameter so gewählt werden, dass eine akzeptable Rechenzeit erreicht wird, jedoch keine Verfälschung der Ergebnisse der numerischen Lösung auftritt.

Die Reaktionskraft, welche bei einer Durchdringung auf den Knoten wirkt, wird auf folgendem Wege berechnet:

$$F = f(p) + D_K \sqrt{2K_K m} \frac{dp}{dt} \quad (3.36)$$

Wobei m die Knotenmasse, K_K die Kontaktsteifigkeit des Knotens, $\frac{dp}{dt}$ die relative Geschwindigkeit zwischen den Kontaktpaaren und D_K den kritischen Dämpfungskoeffizienten ($D_K = 0,05$) des Kontaktes darstellt. Der erste Term in Gleichung (3.27) stellt die Reaktionskraft dar, welche eine Funktion der Durchdringung ist und folgendermaßen angeschrieben werden kann:

$$f(p) = K_{K0} \left(\frac{g}{g-p} \right) \quad (3.37)$$

Wobei K_{K0} die Anfangssteifigkeit, g die Gap-Weite und p die aktuelle Durchdringung darstellen. Der zweite Term in Gleichung (3.35) beschreibt die Kontaktdämpfung.

Von großer Wichtigkeit ist die Berücksichtigung von Reibungseffekten, welche bei progressivem Versagen von CFK für bis zu mehr als 50% der gesamten absorbierten Energie verantwortlich sein können [11]. Reibungseffekte können vom Kontaktalgorithmus berücksichtigt werden und wurden zwischen Absorber und Hindernis, sowie zwischen den einzelnen Lagen in Form von Coulomb'scher Reibung definiert:

$$F_R = \mu_g F_N \quad (3.38)$$

Der Kontaktalgorithmus kann auch für Probleme, bei denen Elementlöschung aktiviert ist, verwendet werden. Dabei kann entschieden werden, ob bei einer Löschung eines Elementes die dazu gehörige Kontaktdefinition bestehen bleibt oder ebenfalls entfernt wird. Da es bei den in dieser Arbeit erstellten Simulationsmodellen zur Schädigung der Einzellagen und in weiterer Folge zur Löschung der betroffenen Elemente kommen kann, wurde die Option verwendet welche den Kontakt ebenfalls entfernt.

4 FEM Simulation / Modellbildung

Die Entwicklung des Simulationsmodells wird anhand des "*Building Block Approach*" (BBA) durchgeführt. Diese Methode besteht aus einer Sequenz von mehreren Entwicklungsschritten, wobei in jedem Schritt die Komplexität der Simulationsmodelle sukzessive gesteigert wird. Der BBA lässt sich grafisch als Pyramide darstellen, und ist in Abbildung 18 am Beispiel der Crash-Box angeführt ist. [12]

Der BBA stellt eine Möglichkeit dar, sich dem Ziel durch eine hohe Anzahl von kleinen, auf die Rechenzeit bezogen, kostengünstigen Modellen zu nähern und dabei die Komplexität der Problemstellung auf ein beherrschbares Maß zu reduzieren. Diese schrittweise Generierung von Finite Elemente Modellen hat den Vorteil, dass wenn die Modelle einer Ebene einmal für das jeweilige Material bzw. den Laminataufbau kalibriert wurden, die Anzahl an Simulationen für neue Bauteilberechnungen reduziert werden kann. Sind z.B. für die unteren zwei Ebenen Simulationsmodelle vorhanden, so kann direkt auf der nächsten darüber liegenden Ebene fortgefahren werden. Die im Zuge dieser Arbeit durchgeführten Simulationen sind in Abbildung 18 angeführt. [12] Dabei ist nochmals anzumerken, dass die finale Berechnung der Crash-Box aufgrund des hohen Arbeitsaufwandes nicht inkludiert ist.

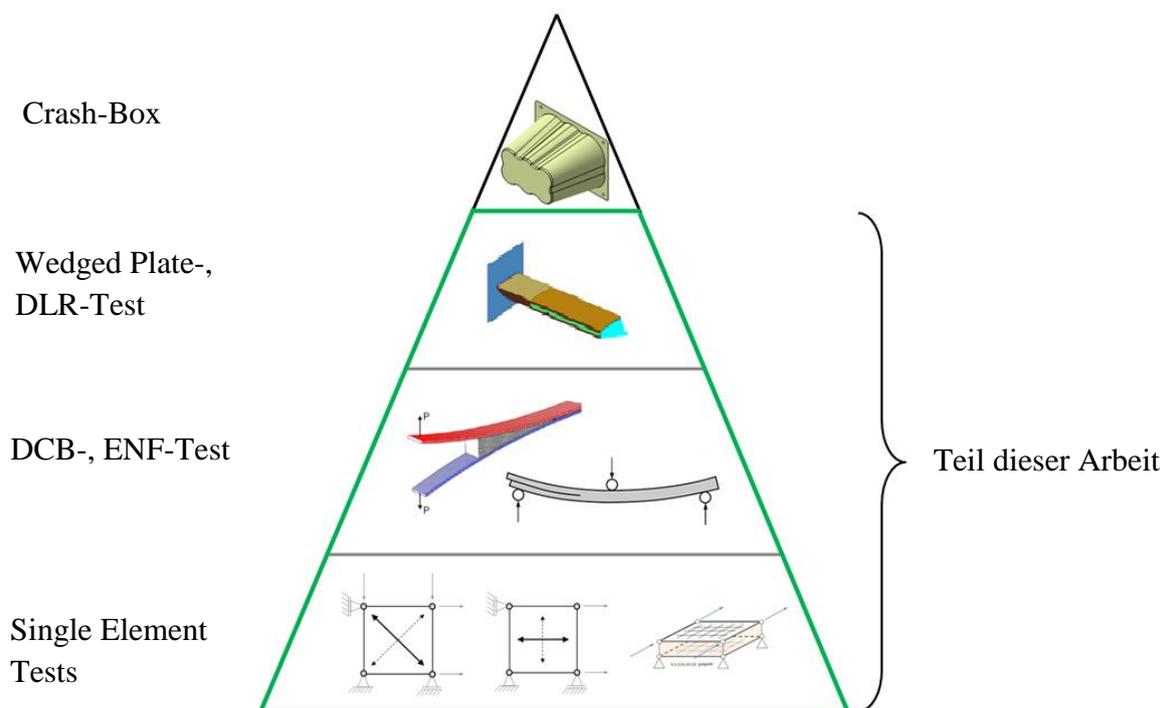


Abbildung 18: "Building Block Approach" für das Simulationsmodell der Crash-Box

4.1 Kalibrierung der Lagen (Single Element Tests)

Die "Single Element Tests" stellen die unterste Ebene des BBA dar. Auf dieser werden die Materialparameter implementiert und in weiterer Folge die Kalibrierung des Materialmodells, hinsichtlich der zu absorbierenden Energie, durchgeführt. Wie die Bezeichnung bereits andeutet, wird bei diesen Test nur ein einzelnes Element einer Lage betrachtet. Dies stellt das simpelste mögliche Model dar. [47]

Die Kalibrierung des in Kapitel 3.3.2 angeführten homogenen orthotropen Materialmodells erfordert die Erstellung von fünf Simulationsmodellen. Diese Zahl ergibt sich aus der Richtungsabhängigkeit der Materialparameter, welche für die 0° -Faserrichtung, 90° zur Faserrichtung und in Schubrichtung angegeben werden müssen. Dabei wird zusätzlich zwischen Zug- und Druckbelastung unterschieden. In Abbildung 19 sind die Modelle angeführt, wobei die Modelle a) und b) identisch sind, jedoch in der Aufbringung der Belastung variieren. Der Schubverlauf wird über das Model in Abbildung 19 c) kalibriert. Die Faserrichtung wird dabei im Vergleich mit den anderen Modellen um 45° im UZS gedreht. Das Element wird in y-Richtung auf Druck, und in x-Richtung auf Zug belastet. Dadurch wird im Element ein reiner Schubspannungszustand erzeugt. Diese Vorgehensweise kann gewählt werden da bei quasi orthotropen Laminaten (Faserrichtung nur in 0° und 90°) keine Kopplung zwischen Normalkräften pro Längeneinheit und Schubverzerrungen auftritt. [47, 9]

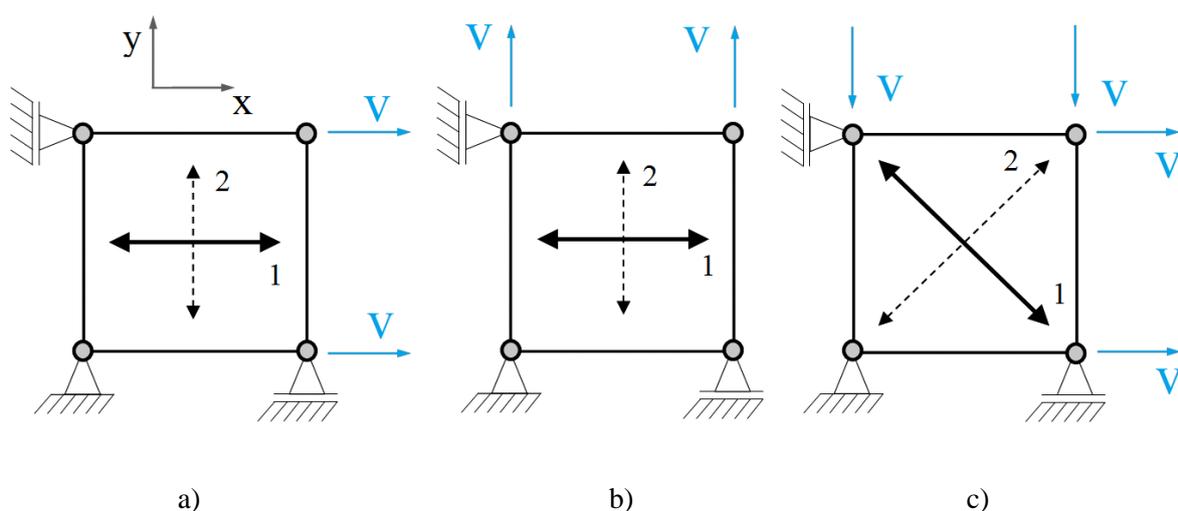


Abbildung 19: Modelle der Single Element Tests: a) Model für Zug- und Druckbelastung in 0° , b) Model für Zug- und Druckbelastung in 90° c) Model für Schubbelastung (1 und 2 entsprechen den Faserrichtungen, v ist die konstante Belastungsgeschwindigkeit) [47]

Die Modelle wurden mit vollintegrierten Schalenelementen (QBAT) diskretisiert, welche 3 Integrationspunkte über die Schalendicke aufweisen. Vollintegrierte Schalenelemente bieten den Vorteil, dass unerwünschte Effekte wie "Hourglassing" oder "Shear Locking" vermieden werden. Als Nachteil kann die, im Vergleich zu reduziert integrierten Elementen, lange Rechendauer angesehen werden, welche bei komplexeren Simulationsmodellen zum tragen kommt. Die Dicke der Schalenelemente wurde entsprechend dem realen Werkstoff mit $t_L = 0,2 \text{ mm}$ gewählt. Die Abmessung der Elemente beträgt $l_e \times l_e = 1 \times 1 \text{ m}$. Vorausgreifend sei erwähnt, dass diese Elementgröße gewählt wurde, um den in Kapitel 4.2 beschriebenen Anforderungen zu genügen. Als Belastung wurde eine konstante Geschwindigkeit von $v = 0,5 \text{ m/s}$ gewählt um die Simulationsergebnisse als näherungsweise quasistatisch betrachten zu können.

Für die Kalibrierung Materialgesetzes wurde das bereits in Kapitel 3.2.2 beschriebene Materialmodell verwendet. Dabei wurden die Eingabewerte in der Form gewählt, dass die Schädigungsinitiierung bei Erreichen der Bruchfestigkeit stattfindet. Die Kalibrierung erfolgt dabei hinsichtlich der Energie, welche beim Versagen des Elementes dissipiert wird. Die Menge an dissipierter Energie wird in RADIOSS über die Eingabewerte ε_{fii} und ε_{mii} ($i = 1,2$), siehe Gleichungen (3.26) und (3.27) gesteuert und ist von der Elementgröße abhängig. Diese Netzabhängigkeit stellt einen wesentlichen Nachteil dar, da in Simulationsmodellen, in welchen die Verwendung einer einheitlichen Elementgröße nicht eingehalten werden kann, der Modellierungsaufwand steigt.

Die Kalibrierung des Schubspannungsverlaufs wird in RADIOSS per "Curve fitting" durchgeführt d.h. es wird der experimentell bestimmte Schubspannungsverlauf benötigt und die Variablen des Simulationsmodell so angepasst, dass die beiden Verläufe übereinstimmen. Da für das verwendete Material die benötigten Daten nicht zur Verfügung standen, wurde der Schubspannungsverlauf aus [47] entnommen, da das in dieser Arbeit verwendete Material nur geringfügige Abweichungen zu jenen, welches im Zuge dieser Arbeit verwendet wurde, aufweist. Der numerische Schubspannungsverlauf wurde dabei durch die Variation der Schubbruchspannung σ_{12}^f und der Verfestigungsparameter b_{12} und n_{12} an den experimentell bestimmten Verlauf angenähert. Versagen bei Schubbelastung tritt ein, wenn ein maximaler Wert der plastischen Arbeit W_{12max} überschritten wird.

4.2 Kalibrierung des Interface

Weiterführend zu den Erläuterungen in Kapitel 3.2, wird an dieser Stelle näher auf die Kalibrierung der Kohäsiv-Elemente eingegangen. Bei dieser treten einige numerische Schwierigkeiten hinsichtlich der Definition der Elementsteifigkeit, der Anforderungen an die Elementgröße sowie dem Konvergenzverhalten der numerischen Lösung auf. Ansätze um passende konstitutive Parameter zu ermitteln liefert die Arbeit von TURON et al. [24], auf die in diesen Kapitel näher eingegangen wird.

Um eine qualitativ hochwertige FEM Simulation unter der Verwendung von Kohäsiv-Elementen zu erreichen, müssen zwei Bedingungen erfüllt sein: (a) Der kohäsive Beitrag zur globalen Steifigkeit, bevor Risswachstum eintritt, sollte klein genug sein, um fiktive Steifigkeitsbeiträge zu vermeiden und (b) die kohäsive Zone muss durch mindestens drei Elemente diskretisiert sein.

Um diese Forderungen zu erfüllen erfolgt die Kalibrierung der Kohäsiv-Elemente in zwei Schritten. Zuerst werden einfache Simulationen, welche aus drei Elementen bestehen, durchgeführt, um die Funktionsweise des Materialmodells zu verstehen und um in weiterer Folge das Separationsgesetz zu implementieren. Im zweiten Schritt werden anhand von Simulationsmodellen, welche DCB- und ENF-Tests nachbilden, die Interfacesteifigkeiten, sowie die Bruchfestigkeiten kalibriert.

4.2.1 Single Kohäsiv-Element Test

Zur Implementierung der Materialparameter und des in Kapitel 3.4 beschriebenen Separationsgesetzes, wurden zwei einfache Simulationsmodelle erstellt mit denen das Verhalten bei Zug- und Schubbelastung nachgebildet wurde, siehe Abbildung 20.

Die Modelle bestehen dabei aus zwei Schalenelementen, welche die Lagen des Laminats repräsentieren. Das Kohäsiv-Element ist zwischen den Lagen angeordnet. Bei beiden Modellen wurden alle Freiheitsgrade der Knoten des unteren Schalenelements gesperrt. Die Knoten des oberen Schalenelementes wurden mit einer konstanten Geschwindigkeit von $v = 0,5 \text{ m/s}$ beaufschlagt, wodurch die Belastung als annähernd quasistatisch betrachtet werden kann, d.h. die kinetische Energie nur einen kleinen Beitrag zur Gesamtenergie liefert.

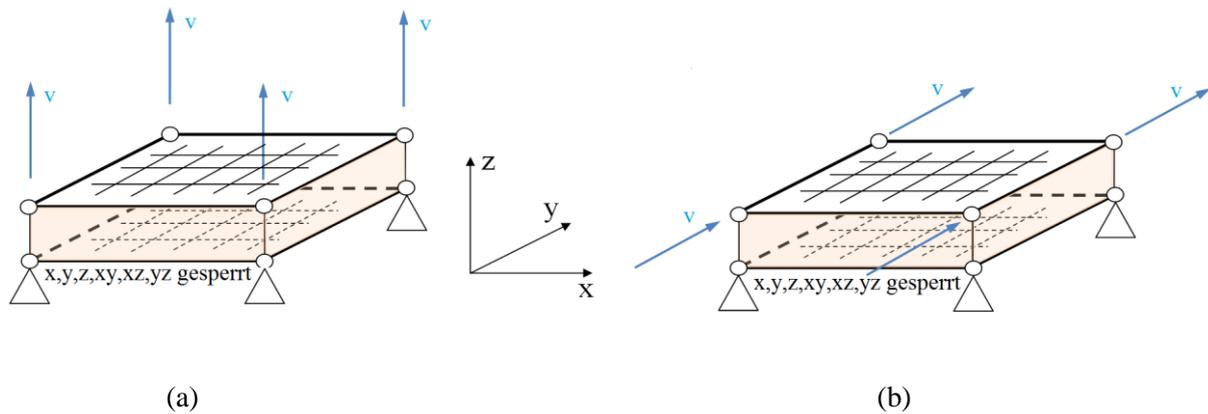


Abbildung 20: SET Kohäsiv-Elemente: (a) Modell für Normalrichtung, (b) Modell für Schubrichtung

4.2.2 Simulationsmodell des DCB-Test

Um die Energiefreisetzungsrate G_{Ic} des Bruchmodus I zu bestimmen, wird in der Praxis der DCB-Test verwendet. Dabei handelt es sich um eine rechteckförmige Probe, die in der Mittelebene einen definierten Ausgangsriß mit der Länge a_0 aufweist. Die Probe wird an den Enden der beiden Rissufern belastet und in weiterer Folge die Kraft-/Verschiebungskurve im Kraftangriffspunkt bestimmt. Daraus kann anschließend die gesuchte Größe G_{Ic} bestimmt werden. Literatur zu diesen Thema sei mit [24, 26, 46, 49] genannt.

In dieser Arbeit wird das Simulationsmodell eines DCB-Test herangezogen, um die Modellierung von Modus I Rissen zu untersuchen und um die konstitutiven Parameter zu ermitteln, die benötigt werden, um die Rissfortpflanzung durch das Interface nachzubilden. Als Vergleich wird die analytische Lösung herangezogen, welche mit den Gleichungen aus [26] ermittelt werden kann. Die Ausgangskonfiguration mit den geometrischen Abmessungen ist in Abbildung 21 schematisch angeführt.

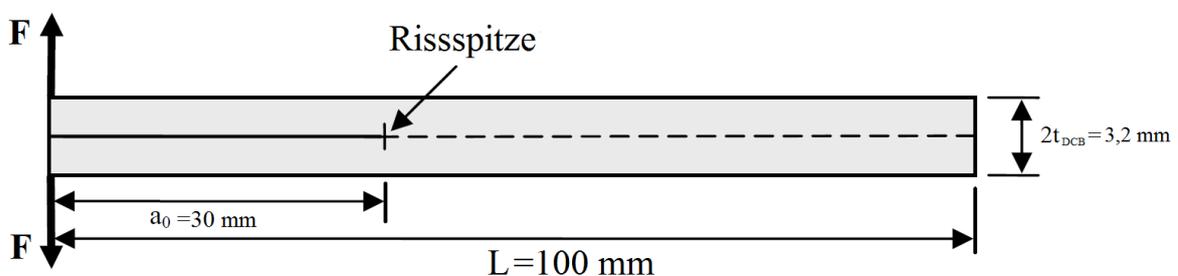


Abbildung 21: Ausgangskonfiguration des DCB-Tests [49]

Um Rechenzeit einzusparen besteht die Möglichkeit der Anwendung einer verallgemeinerten "plane strain" Modellierung. Diese Variante erfordert in etwa den selben Modellierungsaufwand wie die Erstellung von zweidimensionalen Modellen. Dabei wird die Breite des Simulationsmodells soweit verringert, dass diese nur noch einer Elementlänge entspricht [50].

Das Simulationsmodell ist in Abbildung 22 angeführt. Der Vorteil dieser Modellierungsvariante liegt darin, dass auch dreidimensionale Effekte berücksichtigt werden können. Das Modell kann dabei mit einer Wand verglichen werden, wobei eine Fläche der Wand als die Symmetrieebene des vollständigen dreidimensionalen Modells angesehen werden kann und die andere Fläche eine parallele Ebene zu dieser repräsentiert. Die Verschiebungen normal zur Symmetrieebene sind für alle Knoten in dieser Ebene gesperrt ($v = 0$). Die Verschiebungen der Knoten auf der Parallelebene werden in v -Richtung ebenfalls null gesetzt. Einen weiterführenden Überblick zu diesen Thema bietet die Arbeit von KRUEGER et al. [32].

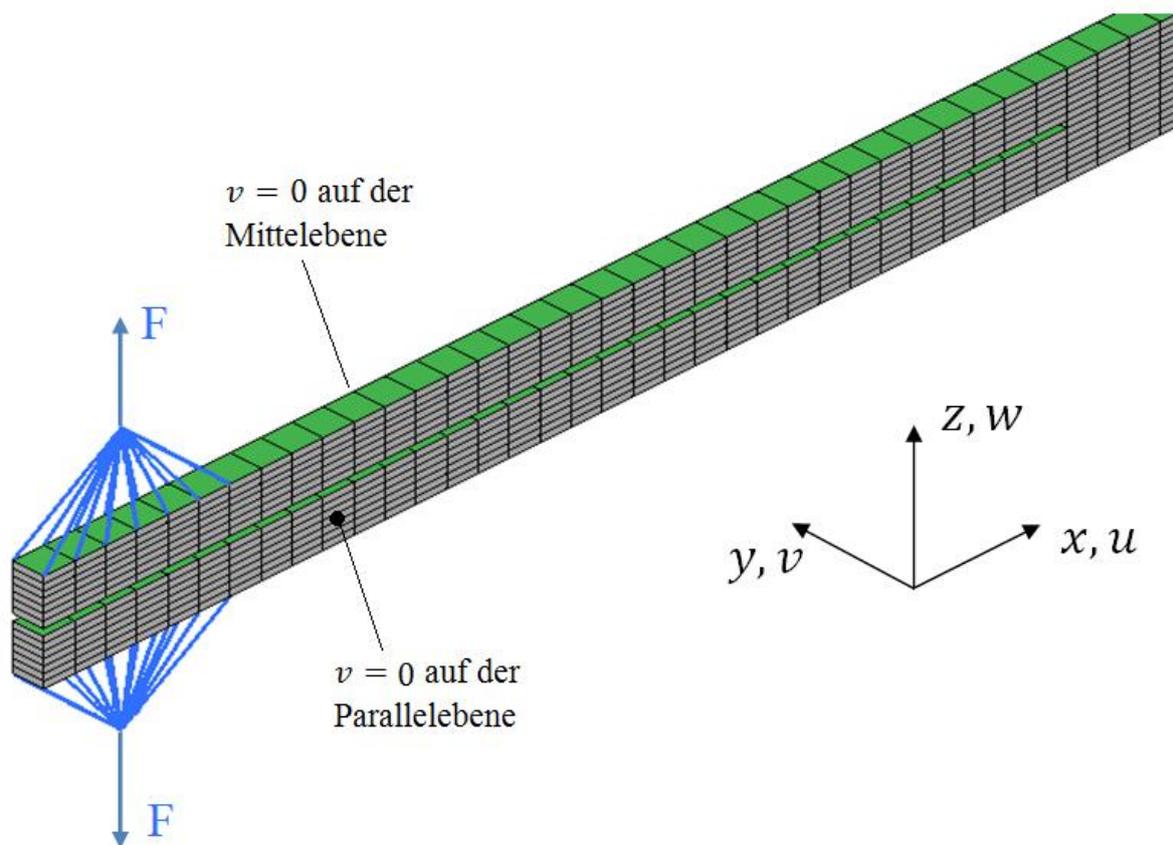


Abbildung 22: DCB Simulationsmodell mit einer Elementbreite: (Grün) Schalenelemente der Lagen, (Grau) Kohäsiv-Elemente

Das Simulationsmodell weist eine Länge von $L = 100 \text{ mm}$ auf. Für den Anfangsriss wurde ein Wert von $a_0 = 33 \text{ mm}$ gewählt. Da die ersten sechs Elemente für die Applikation der Belastung durch eine Koppelspinne zusammengefasst werden, ergibt sich ein effektiver Anfangsriss von $a_0 = 30 \text{ mm}$. Für die halbe Dicke der Probe wurde ein Wert von $t_{DCB} = 1,6 \text{ mm}$ gewählt. Die Belastung wird durch zwei Geschwindigkeiten F modelliert, welche gegengleich auf die freien Balkenarme wirken. Deren Verlauf ist dabei nicht konstant, sondern wächst linear innerhalb einer Millisekunde von 0 auf 1 m/s an und wird anschließend konstant auf diesen Wert gehalten.

Im nächsten Schritt gilt es einen geeigneten Wert für die eingangs erwähnte Interfacesteifigkeit K_0 zu bestimmen. Dieser kann nach TURON [24] folgendermaßen abgeschätzt werden:

$$K_{0I} = K_{0II} = \frac{\alpha * E_3}{t_{DCB}} \quad (4.1)$$

Wobei E_3 den Elastizitätsmodul des realen isotropen Matrixmaterials und α einen Parameter sehr viel größer als 1 darstellt ($\alpha \gg 1$). Entsprechend der Arbeit von TURON wurde $\alpha = 50$ gewählt. An dieser Stelle sei angemerkt, dass bei zu hohen Werten der Interfacesteifigkeit, numerische Probleme auftreten können. Der Wert sollte daher groß genug gewählt werden, um eine vernünftige Systemsteifigkeit zu gewährleisten, jedoch klein genug, um das Auftreten von Störschwingungen zu vermeiden. Die Abschätzung durch Gleichung (4.1) liefert Werte, die in der näheren Umgebung der tatsächlichen optimalen Werte liegen und stellt somit ein effektives Werkzeug dar, welches zu einer Reduktion des Rechenaufwandes führen kann.

Um die weitere Kalibrierung der Kohäsiv-Elemente durchzuführen, ist es notwendig den Begriff der kohäsiven Zone l_{cz} und der damit verbundenen Problemstellung zu verdeutlichen. Diese Länge wird definiert als die Distanz zwischen der Rissspitze und dem Punkt, an dem die größte kohäsive Separation auftritt. In der Literatur existieren mehrere Ansätze um die Länge der kohäsiven Zone abzuschätzen. Im Allgemeinen besitzen diese Modelle die Form:

$$l_{cz} = ME \frac{G_c}{(t^f)^2} \quad (4.2)$$

Wobei E den Elastizitätsmodul des Materials in Längsrichtung der DCB-Probe, $G_c = G_{IC} = G_{IIC}$ die kritische Energiefreisetzungsrate, t^f die maximale Bruchfestigkeit des Interfaces und

M einen Parameter, welcher vom jeweiligen Model abhängt, darstellt. Im Zuge dieser Arbeit wurde das Model von RICE [24] verwendet, welches für M einen Wert von 0,88 vorsieht.

Anhand der Länge der kohäsiven Zone und der Elementlänge l_e kann die tatsächliche Anzahl an Elementen ermittelt werden, welche sich in der kohäsiven Zone befinden:

$$N_e^0 = \frac{l_{cz}}{l_e} \quad (4.3)$$

Dies ist insofern von Interesse, da ein Minimum an Elementen in der kohäsiven Zone benötigt wird, um qualitativ hochwertige FEM Resultate zu erhalten. Wie in [24] angeführt, ist dazu eine Mindestanzahl von drei Elementen notwendig. Hier ergibt sich die Problemstellung, dass bei größeren Simulationsmodellen relativ grobe Netze verwendet werden, um die Rechenzeit kurz zu halten. Da die Länge der kohäsiven Zone, abhängig von den Materialeigenschaften, sehr kleine Werte im Bereich von bis zu $l_{cz} = 0,2 \text{ mm}$ aufweisen kann, ist es oft schwierig die oben genannte Forderung zu erfüllen.

Es besteht jedoch die Möglichkeit, l_{cz} virtuell zu strecken und somit die Anzahl der Elemente, bei gegebener Elementlänge zu erhöhen. Diese Prozedur führt zu einem Absenken der Interfacebruchfestigkeit t^f auf einen Wert \bar{t}^f welcher folgendermaßen bestimmt wird:

$$\bar{t}^f = \sqrt{\frac{9\pi E_3 G_c}{32 N_e l_e}} \quad (4.4)$$

Hier bedeutet N_e die Anzahl der Elemente, welche sich nach der virtuellen Streckung in der kohäsiven Zone befinden. Die Gleichung kann auf alle Modi angewendet werden. Des Weiteren ist zu beachten, dass aufgrund der herabgesetzten Bruchfestigkeit die Darstellung des Spannungszustandes in der Risspitze an Genauigkeit verliert. Hinsichtlich der dissipierten Energie treten keine Einschränkungen auf. Es muss jedoch berücksichtigt werden, dass die maximale Verschiebung δ_1 des Separationsgesetzes angepasst werden muss, da sonst die Energiedissipation verringert wird und somit zu Ungenauigkeiten im Modell führt.

4.2.3 Simulationsmodell des ENF-Test

Das ENF Simulationsmodell verwendet die selbe Geometrie sowie den selben Lagenaufbau wie das Model des DCBs, siehe Abbildung 23. Es handelt sich dabei um einen 3-Punkt Biegeversuch ist in der Literatur aber auch oft als 4-Punkt Biegeversuch angeführt. Grund dafür ist, dass im Vergleich zum DCB-Test, noch keine Einigkeit über ein standardisiertes Testverfahren erzielt wurde. Der Vorteil des 4-Punkt Biegeversuches liegt darin, dass zwischen den Kraftangriffspunkten stabiles Risswachstum auftritt. Im Zuge dieser Arbeit wurde der 3-Punkt Biegeversuch verwendet. Dafür ausschlaggebend ist die umfangreichere Literatur, welche zu diesem Thema vorhanden ist. [27, 49]

Beim ENF-Simulationsmodell wurde die selbe Modellierungsstrategie wie beim DCB-Simulationsmodell angewendet d.h. die Breite des Modells entspricht wiederum der einer Elementlänge und "plane strain" Bedingungen wurden appliziert. Die Krafteinleitung wurde in Form eines Rohres modelliert, welches bei $L/2$ angeordnet ist und die Probe mit konstanter Geschwindigkeit deformiert. Die Lasteinleitung erfolgt über den Knoten in der Mitte des Rohres über welchem die Knoten des Rohres anhand einer Koppelspinne zusammenfasst sind. Zwischen der Probe und dem Rohr wurden Kontaktbedingungen definiert, um eine Durchdringung zu verhindern. Die Knoten der Auflager wurden mittels Zwangsbedingungen laut Abbildung 23 gesperrt. Zwischen den Rissufern des Balkens wurden ebenfalls Kontaktbedingungen definiert sodass sich die freien Arme der Rissufer nicht durchdringen können. Reibungseffekte zwischen den Rissufern wurden vernachlässigt. Das Simulationsmodell ist in Abbildung 24 angeführt.

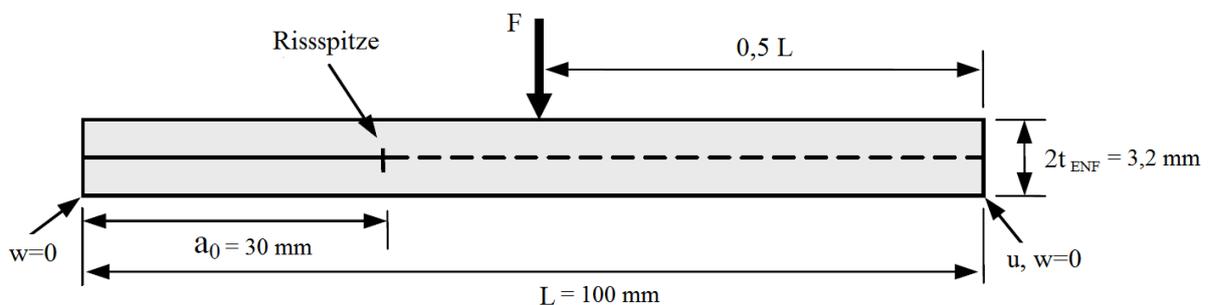


Abbildung 23: Konfiguration und Randbedingungen des ENF Simulationsmodells [49]

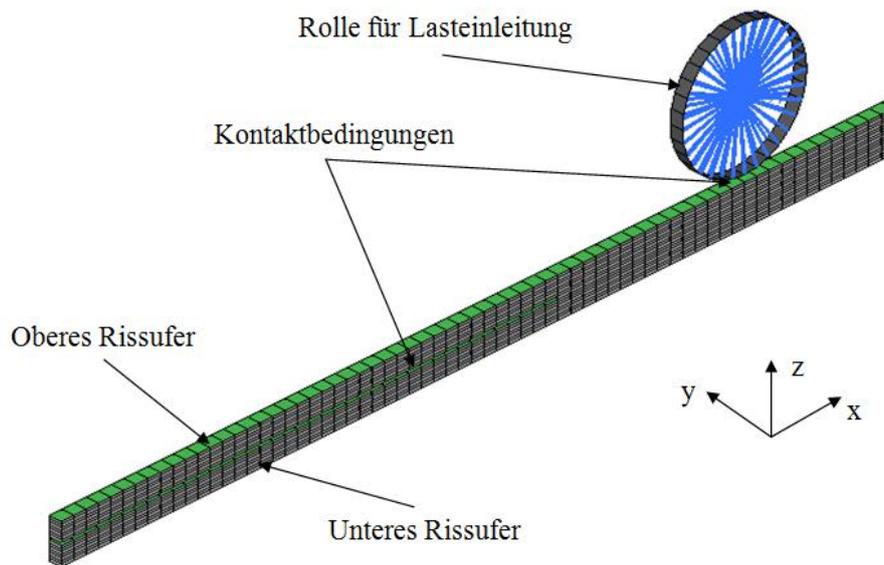


Abbildung 24: Simulationsmodell des ENF Test

4.3 Rechteckförmige Platte (Wedged Plate Test)

Nach der Kalibrierung der Lagen und des Interface wird gemäß dem BBA die Komplexität gesteigert und erste Crash-Simulationen an einer rechteckförmigen CFK Platte durchgeführt. Ein Beispiel für einen Testaufbau, wie er in der Praxis verwendet wird, ist in Abbildung 25 angeführt. Tests wie dieser werden zur Bestimmung der SEA von rechteckförmigen Platten verwendet. Im Zuge dieser Arbeit wird dieser Test herangezogen um zu überprüfen, ob die kalibrierten Materialmodelle in der Lage sind, das makroskopische Crash-Verhalten von Laminaten korrekt darzustellen. Die daraus erhaltenen Kraft-/Verschiebungskurven werden dabei mit Verläufen aus der Literatur [29, 30] verglichen und bewertet.

In der Praxis werden meist Proben mit den Abmessungen $LxBxH = 100x60x4 \text{ mm}$ verwendet. Als Trigger kommen keil- oder sägezahnförmige Muster zum Einsatz, die das progressive Versagen einleiten. Der Test wird quasistatisch oder dynamisch durchgeführt, wobei die Testobjekte mit Aufprallgeschwindigkeiten von bis zu $v = 10 \text{ m/s}$ und mit einem Fallgewicht von bis zu $m = 70 \text{ kg}$ beaufschlagt werden. Da die Testobjekte während des Crash-Vorgangs kein selbststützendes Verhalten aufweisen, werden diese $20 - 30 \text{ mm}$ hinter der Crash-Front durch eine Führung gelagert. [12, 29, 30]

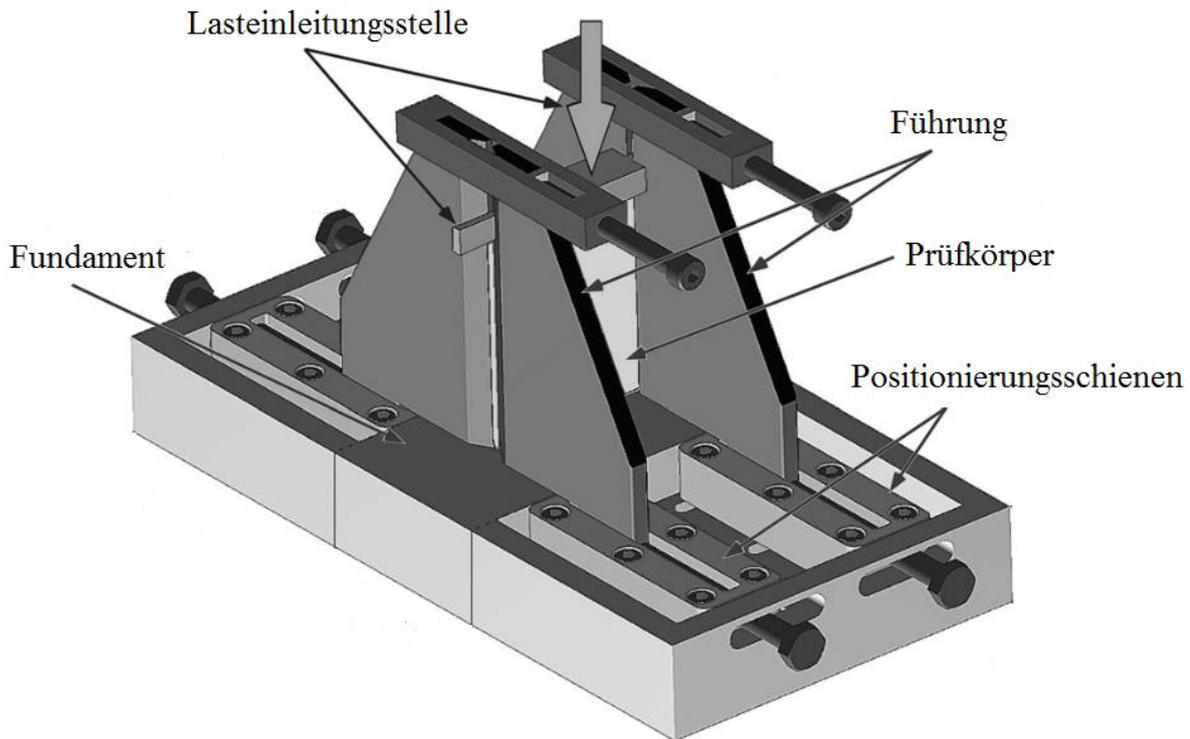


Abbildung 25: Vorrichtung zum Testen von rechteckförmigen Platten [51]

Für die Durchführung der Tests wurden zwei Simulationsmodelle erstellt. Das erste Modell wurde in analoger Weise zu den DCB- und ENF-Simulationsmodellen erstellt und besteht aus nur einer Elementreihe. Grund dafür ist wiederum die Reduktion der Rechenzeit. Die Platte besteht aus insgesamt 20 Lagen $[(0^\circ)_{10}]_s$ mit einer Lagendicke von $t_L = 0,2 \text{ mm}$. Die Knoten am Ende der Platte wurden über eine Koppelspinne zusammengefasst und dieser die Fallmasse zugewiesen. Dabei wurde ein Wert von $m = 60 \text{ kg}$ gewählt, wobei zu beachten ist, dass die Masse entsprechend der Breite des Balkens angepasst werden muss. Für die Belastung wurde ein Anfangswert von $v = 7 \text{ m/s}$ gewählt, welcher der Platte zugeordnet wurde. Das Fundament wurde in Form einer starren Platte modelliert, ebenso wie die Führungen, welche das Testobjekt während des Crash-Vorgangs in Position halten. Zwischen dem Testobjekt und der starren Platte, bzw. dem Testobjekt und der Führung, wurden Kontaktbedingungen definiert. Der 45° Trigger wurde durch eine Verkürzung der Elemente im vorderen Bereich der Platte modelliert. Dabei muss beachtet werden, dass die Energieaufnahme von der Größe der finiten Elemente abhängt und deshalb separate Materialkarten definiert werden müssen. Das "plane strain" Modell ist in Abbildung 26 angeführt.

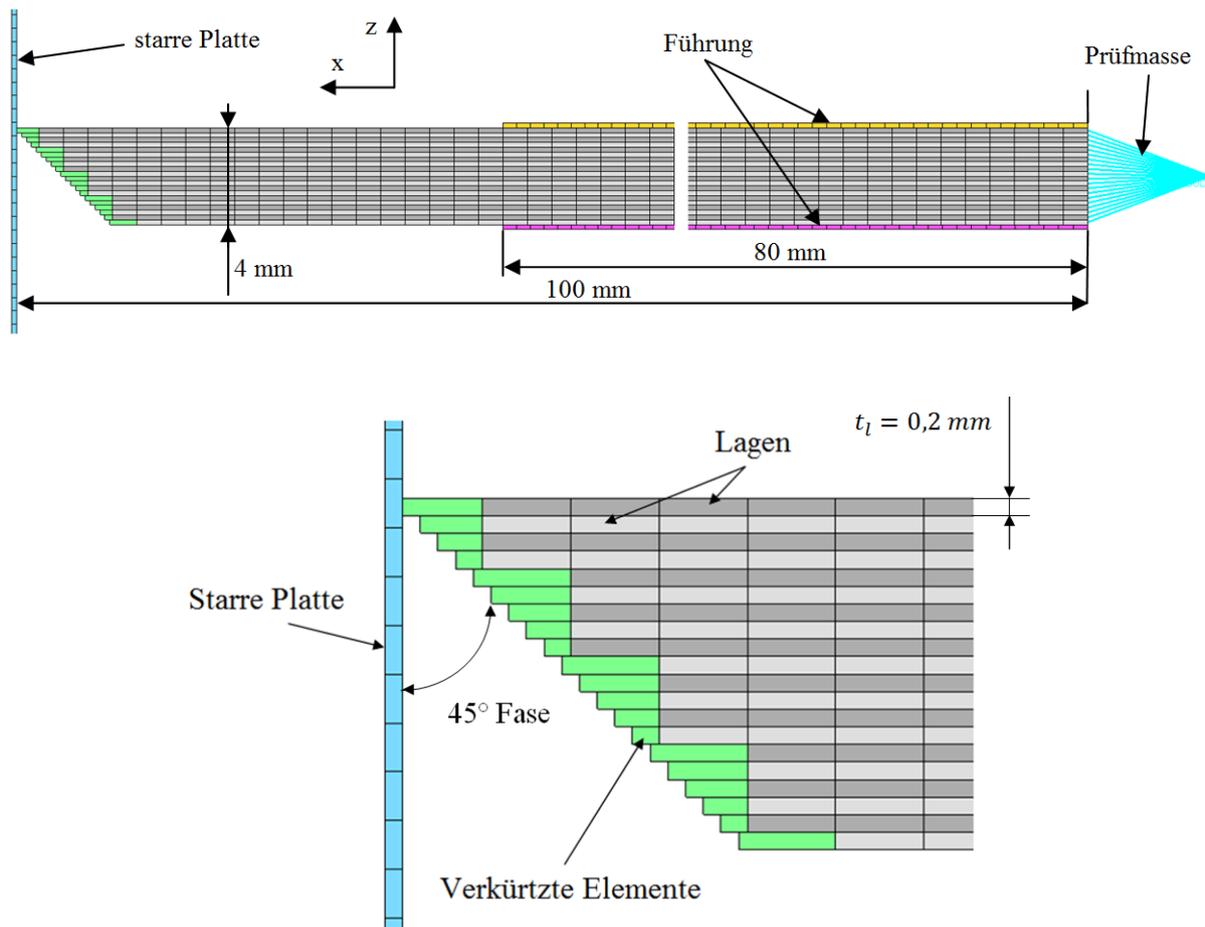


Abbildung 26: "*plane strain*" Simulationsmodell der rechteckförmigen Platte. Kohäsiv-Elemente sind zur besseren Veranschaulichung ausgeblendet

Das zweite Simulationsmodell ist die vollwertige dreidimensionale Variante des ersten Modells und dient zur Überprüfung der Ergebnisse sowie zur Bewertung der Robustheit der ermittelten Kontaktparameter. Im Vergleich zum "*plane strain*" Modell wurde das 3D Modell leicht modifiziert. Dabei wurde, um Rechenzeit zu sparen, das Modell in x -Richtung um 40 mm verkürzt. Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wurde die fehlende Masse des Testobjekts zur Prüfmasse addiert. Zusätzlich, zu den Führungen in der x,y -Ebene, wurden an den Seitenflächen ebenfalls Führungen in der x,z -Ebene modelliert, um ein Ausbrechen der Probe zu verhindern. Dabei wurden bei beiden Führungen die selben Kontaktparameter verwendet. Ebenfalls wurden in y -Richtung nur 15 mm des Prüfkörpers modelliert. Dies reicht jedoch aus um dreidimensionale Effekte zu erfassen. In Abbildung 27 ist das 3D Modell angeführt.

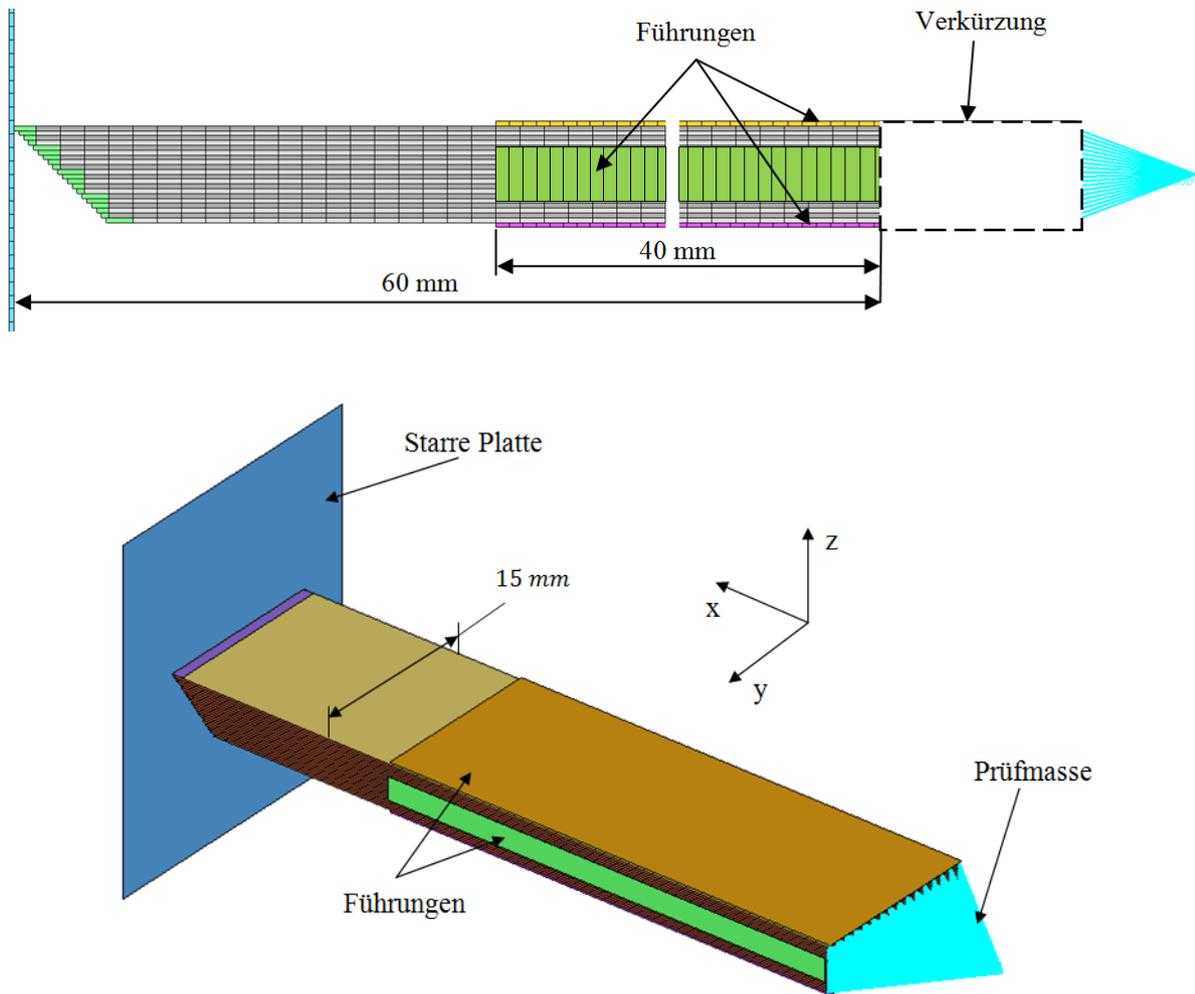


Abbildung 27: 3D Simulationsmodell der rechteckförmigen Platte

4.4 Simulationsparameter

4.4.1 Materialeigenschaften der Lagen

Die Materialparameter, welche in der Simulation verwendet wurden, beziehen sich auf ein Gewebe-Prepreg mit Epoxidmatrix und der Bezeichnung Hexcel 8552S AS4 mit 38% Harzanteil. Die Faserbindung des Gewebes weist die Form einer Leinwandbindung auf, siehe Abbildung 28. Die dazugehörigen Datenblätter, welche die elastischen Materialkennwerte enthalten, wurden vom TU Wien Racing Team zur Verfügung gestellt. Zur Beschreibung des nichtlinearen Verhalten des Materials konnten keine Daten gefunden werden. Werte für die kritischen Bruchenergien wurden von ILSB zur Verfügung gestellt. Die bei den Single Element Tests ermittelten Parameter sind in Tabelle 1 angeführt.

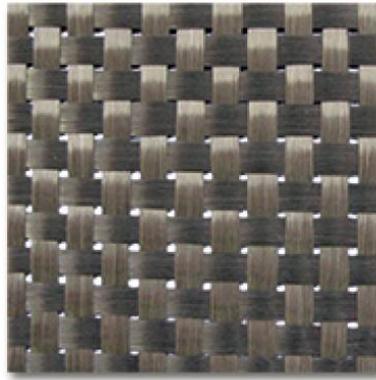


Abbildung 28: Leinwandbindung [9]

Tabelle 1: Materialdaten der Laminatschichten

Elastisches Materialverhalten				
E_1	E_2	S_{12}	ν_{12}	ρ
65 GPa	63 GPa	5 GPa	0,046	1,57 g/m ³
Bruchfestigkeiten				
σ_{11}^t	σ_{11}^c	σ_{22}^t	σ_{22}^c	σ_{12}^f
751 MPa	793 MPa	742 MPa	752 MPa	20 MPa
Kritische Bruchenergien				
G_{1t}^c	G_{1c}^c	G_{2t}^c	G_{2c}^c	
44,9 N/mm	39,15 N/mm	44,9 N/mm	39,15 N/mm	
Input Parameter für 1x1mm Elementgröße und 0,2 mm Lagendicke				
Parameter für Zugbelastung				
ε_{1f}^t	ε_{1m}^t	ε_{2f}^t	ε_{2m}^t	
0,011554	0,13112775	0,01177	0,132802	
Parameter für Druckbelastung				
ε_{1f}^c	ε_{1m}^c	ε_{2f}^c	ε_{2m}^c	
0,0122	0,11182	0,011936	0,116989	

Parameter für Schubbelastung		
W_{12max}	n_1^c	b_2^c
0,0135 kN/mm ²	0,81	0,13

4.4.2 Materialparameter des Interface

Die zur Simulation verwendeten Steifigkeiten und Bruchfestigkeiten entsprechen jenen, die anhand der Gleichungen (4.6) bis (4.9) und den Materialparametern aus Tabelle 1 ermittelt wurden. Die maximalen Verschiebungen wurden mittels den Gleichungen (3.32) bis (3.34) bestimmt. Die Parameter für die Energiefreisetzungsraten wurden vom ILSB zur Verfügung gestellt.

Tabelle 2: Interface - Parameter

Interface-Steifigkeiten		
K_{33}	K_{31}	K_{32}
$4 * 10^5$ GPa/mm	$4 * 10^5$ GPa/mm	$4 * 10^5$ GPa/mm
Bruchfestigkeiten		
t_{33}^f	t_{31}^f	t_{32}^f
35 MPa	43 MPa	43 MPa
Kritische Bruchenergien		
G_{IC}	G_{IIC}	G_{IIC}
0,9 N/mm	2 N/mm	2 N/mm
maximale Verschiebungen		
δ_{1I}	δ_{1II}	δ_{1III}
0,052 mm	0,094 mm	0,094 mm

4.4.3 Kontaktparameter

Die Parameter für die Kontaktdefinition wurden aus der Literatur entnommen bzw. per "*Trial & Error*" ermittelt. In Tabelle 3 sind die Kontaktparameter für die einzelnen Kontaktdefinitionen der Simulationsmodelle aufgeschlüsselt. Als Kontakt wurde für alle Simulationsmodelle "*Interface Type 7*" verwendet. Das Flag I_{stf} steuert dabei die Definition der Interfacesteifigkeit. Diese wird bei $I_{stf} = 2$ durch den Mittelwert der Steifigkeiten von MASTER und SLAVE bestimmt. Bei $I_{stf} = 3$ wird der Maximalwert der Steifigkeiten von MASTER und SLAVE herangezogen. Die Aktivierung des Flags I_{del} führt zur Deaktivierung des Kontaktes, wenn ein zugeordnetes MASTER-Element gelöscht wird. Der Parameter $STFAC$ dient zur Skalierung der Kontaktsteifigkeit. Die Parameter für die Reibung wurden aus [30, 47] entnommen und werden mit $FRIC$ bezeichnet. Mittels I_{fric} wird die Formulierung des Reibungsgesetzes gewählt, wobei in dieser Arbeit geschwindigkeitsunabhängige Coulomb'sche Reibung verwendet wurde.

Tabelle 3: Kontaktparameter

Kontakt zwischen Absorber und starrer Platte					
I_{stf}	I_{del}	$STFAC$	$FRIC$	GAP_{min}	I_{fric}
2	1	0,98	0,15	0,5	0
Kontakt zwischen den Lagen					
I_{stf}	I_{del}	$STFAC$	$FRIC$	GAP_{min}	I_{fric}
2	1	0,2	0,65	0,192	0
Kontakt zwischen Führung und Absorber					
I_{stf}		$STFAC$		GAP_{min}	
3		1		0,2	

5 Simulationsergebnisse und Diskussion

Die Ergebnisse der, in Kapitel 4 beschriebenen, numerischen Modelle werden im Zuge dieses Kapitels angeführt und erläutert. Die Simulationsergebnisse werden dabei anhand von Vergleichswerten und Erkenntnissen aus der Literatur, sowie durch Vergleiche mit den analytisch ermittelten Lösungen auf Plausibilität geprüft. Ebenso werden die Limitationen der Simulationsmodelle aufgezeigt und diskutiert.

5.1 Laminatschichten (Single Element Tests)

Wie bereits in Kapitel 3.3.2 angeführt, wurde für die numerische Berechnung der Einzellagen die CRASURV-Formulierung verwendet. Diese bietet zwar eine hohe Flexibilität hinsichtlich der Modellierung des Materialverhaltens, weist jedoch Probleme hinsichtlich der Löschung von vollständig geschädigten Elementen auf. Diese erfolgt nur, wenn die maximale Arbeit W_{max} erreicht wird und zusätzlich die Bedingung erfüllt ist, dass die zu diesen Zeitpunkt effektive Spannung größer als die definierte Bruchspannung ist. Die Implementierung einer linearen Schädigung des Materials gestaltet sich daher insofern schwierig, als dass diese Bedingung nicht eingehalten werden kann. Dies führt in weiterer Folge zu kleinen Zeitschritten und somit zu einer hohen Rechendauer bzw. zum Abbruch der Simulation. Dieser Umstand kann jedoch durch die Verwendung der Option DT/SHELL umgangen werden. Bei dieser Option kann ein Zeitschritt definiert werden, bei dessen Unterschreitung die Löschung der betroffenen Schalenelemente erfolgt. Es sei jedoch an dieser Stelle angemerkt, dass dies nicht als seriöse Herangehensweise angesehen werden sollte und diese Methode aufgrund der Einschränkungen des Materialmodells gewählt wurde.

Um die Schädigung des Materials zu berücksichtigen, wurde für die jeweilige Materialrichtung ein bilinearer Materialverlauf umgesetzt, bei dem nach Erreichen der Bruchfestigkeiten die Materialsteifigkeiten linear herabgesetzt werden. Dabei wurde zwischen Zug- und Druckbelastung unterschieden. Die entsprechenden σ, ε -Verläufe sind für die jeweiligen einachsigen Belastungsfälle in Abbildung 29 angeführt. Der Schubspannungsverlauf wurde durch "Curve fitting" bestimmt und ist in Abbildung 30 angeführt. Die dazu benötigte Schubkurve wurde aus [48] entnommen.

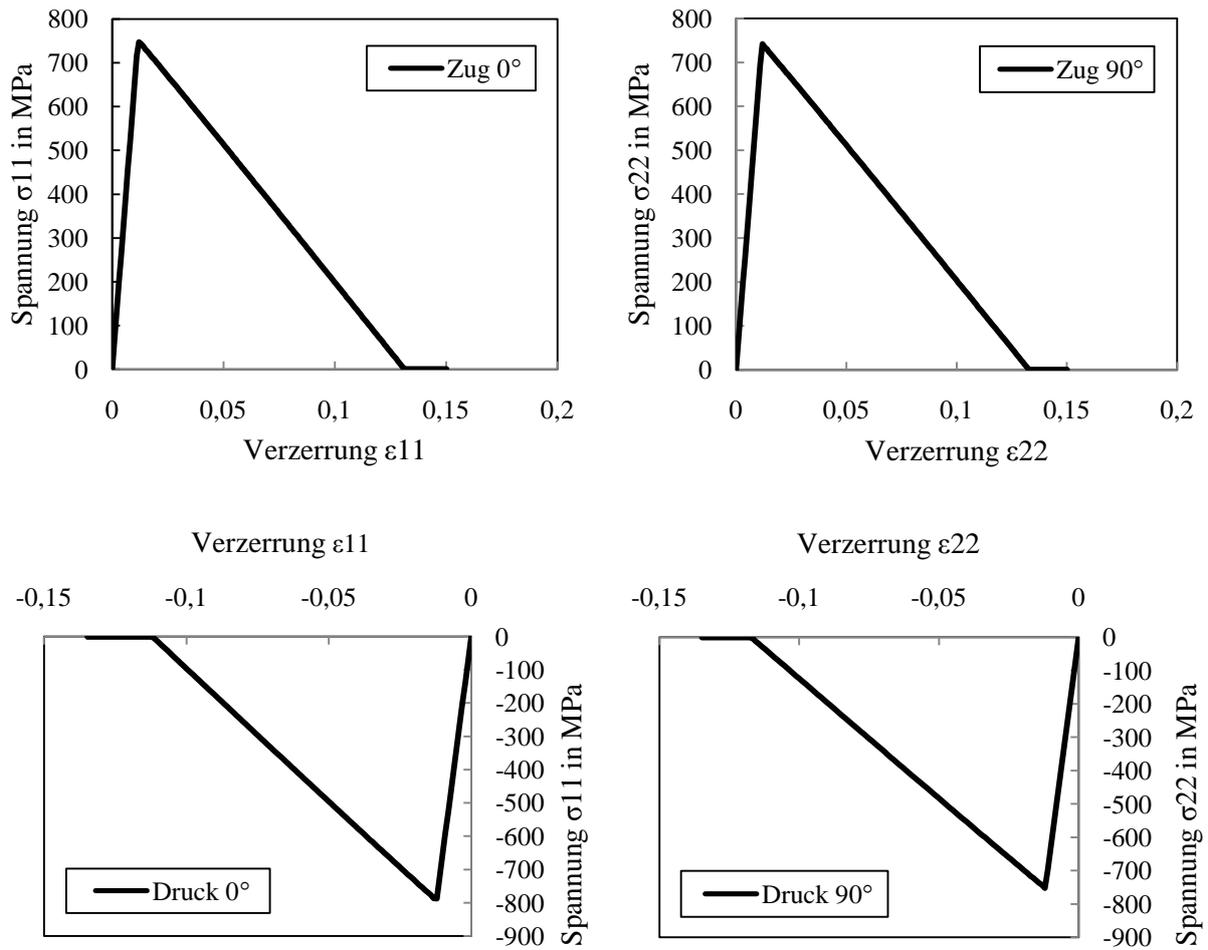


Abbildung 29: Materialverhalten bei einachsiger Zug und Druckrichtung für 0° und 90° Faserrichtung

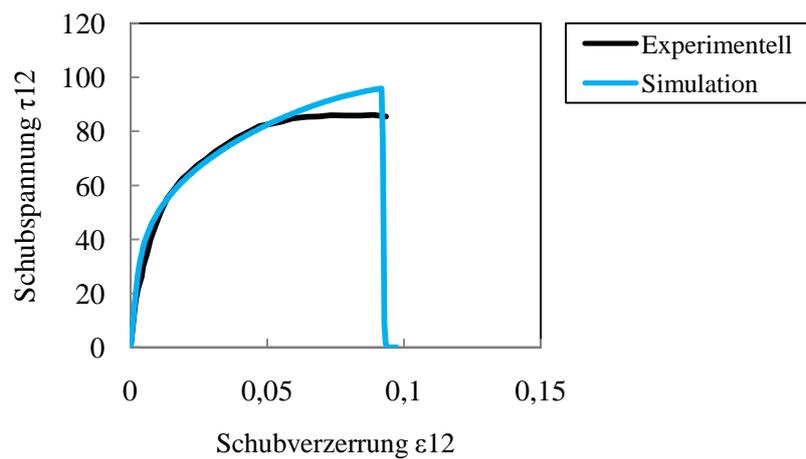


Abbildung 30: Schubspannungsverlauf "Curve fitting"

Die Kalibrierung der Elemente erfolgte hinsichtlich der Energie E_{diss} , welche bei vollständiger Schädigung eines Elements dissipiert wird. Diese entspricht dem Produkt aus spezifischer Ergänzungsenergiedichte \tilde{U} (siehe Gleichung 3.23) und dem Volumen V des Elements:

$$E_{diss} = \tilde{U} * V \quad (5.1)$$

Für ein finites Element mit den Abmessungen $l \times b \times h = 1 \times 1 \times 0,2 \text{ mm}$ ergeben sich folgende Werte:

Tabelle 4: Energiedissipation eines vollständig geschädigten finite Elementes

E_{diss11}^t	E_{diss11}^c	E_{diss22}^t	E_{diss22}^c	E_{diss12}^f
0,009847 J	0,00886 J	0,009853 J	0,008797 J	0,0026 J

Die Ergebnisse der Simulationen sind in Abbildung 31 angeführt. Daraus ist ersichtlich, dass die Werte bei Druckbelastung gut mit den analytisch berechneten Werten übereinstimmen. Bei Zug- und Schubbelastung treten jedoch geringe Abweichungen auf. Da diese in einen Bereich von <4% liegen, wurden diese als vernachlässigbar betrachtet. In weiterer Folge wird die Abhängigkeit der dissipierten Energie von der Elementlänge veranschaulicht.

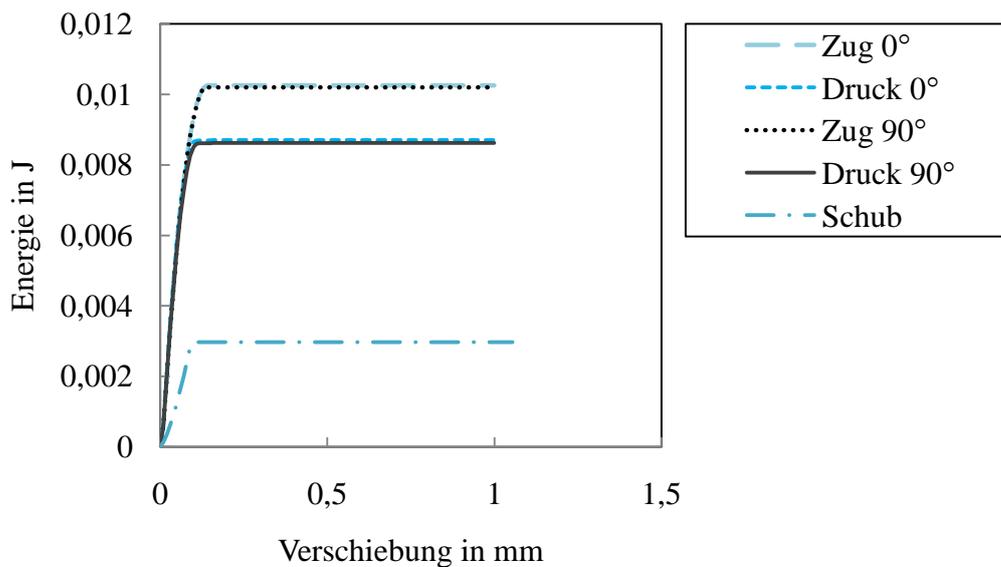


Abbildung 31: Dissipierte Energie eines Elementes mit 1mm Kantenlänge

Um die Abhängigkeit der dissipierten Energie von der Elementgröße zu untersuchen, wurden Zugversuche an einer quadratischen Probe mit der Seitenlänge $l = 4 \text{ mm}$ durchgeführt. Die Probe wurde dabei mit Elementlängen von $l_e = 1 \text{ mm}$ und $l_e = 2 \text{ mm}$ diskretisiert. Bei Belastung durchläuft die Probe zuerst den linearen Bereich, bis die maximale Bruchspannung erreicht wird. Danach kommt es zur Lokalisierung der Deformation in einer Elementreihe, welche quer zur Belastungsrichtung angeordnet ist und in weiterer Folge zum Versagen der Probe, siehe Abbildung 33. Ist die Definition der Inputparameter von der Elementgröße unabhängig, so ist die durch den Riss dissipierte Energie für beide Modelle identisch. Es wurde jedoch festgestellt, dass in RADIOSS dies nicht der Fall ist und die dissipierte Energie bei einer Verfeinerung des finite Elemente Netzes abnimmt. Diese Abhängigkeit resultiert daraus, dass in der Kontinuumsmechanik die Materialgesetze normalerweise in Form von Spannungs-/Dehnungskurven ausgedrückt werden, welche für jede Elementgröße eine andere Form aufweisen. Die Kurven müssen daher anhand von Gleichung (3.27), siehe Kapitel 3.3.2, für jede Elementgröße angepasst werden, was bei komplexen Modellen zu einem hohen Modellierungsaufwand führen kann. Die Ergebnisse sind in Abbildung 33 angeführt. [22]

An dieser Stelle sei erwähnt, dass dieses Problem durch die Implementierung eines "*Crack Band Models*", wie es von BAŽANT & OH [52] beschrieben wurde, behoben werden kann. Bei dieser Modellierung wird Gleichung (3.27) unter Verwendung der charakteristischen Länge L_c der finiten Elemente berechnet, wodurch die gesamte dissipierte Energie erhalten bleibt.

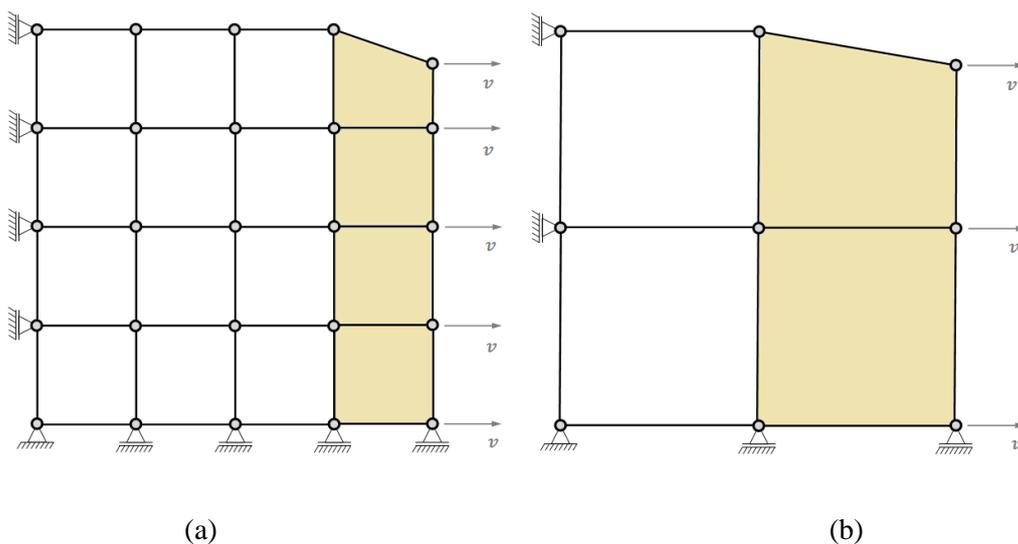


Abbildung 32: Zugversuch zur Kontrolle der Abhängigkeit der Energie von der Elementgröße: (a) Modell mit einer Elementlänge von $l_e = 1 \text{ mm}$, (b) Modell mit einer Elementlänge von $l_e = 2 \text{ mm}$. (Lokalisierung der Deformation ist farblich markiert.)

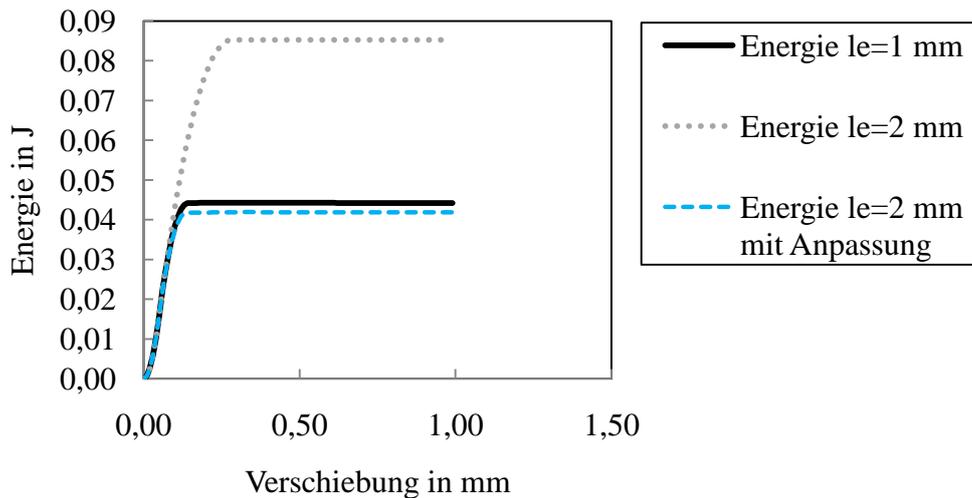


Abbildung 33: Dissipierte Energie der Zugprobe bei verschiedenen Elementlängen

Um zu überprüfen ob das Materialmodell in der Lage ist, die Rissbildung von FVK nachzubilden, wurde ein Test mit einem Simulationsmodell durchgeführt, welches aus insgesamt neun Elementen bestehen. Das Simulationsmodell sowie die Entwicklung des Spannungszustandes ist in den Abbildungen 34 und 35 dargestellt. Dieser wurde für drei Elemente ausgewertet, welche mit "Links", "Mitte" und "Rechts" markiert sind. Als Belastungsfall liegt eine Zugbeanspruchung in 0° Faserrichtung vor. Als Elementlänge wurde wiederum $l_e = 1 \text{ mm}$ verwendet. Dabei wurde folgendes Verhalten festgestellt:

- Bis zum Erreichen der Bruchfestigkeit liegt in allen Elementen der selbe elastische Spannungs- und Verzerrungszustand vor.
- Wird die Bruchfestigkeit erreicht, kommt es zur Schädigungsinitiierung, gefolgt von einer Lokalisierung der Deformation in der rechten Elementreihe. In den restlichen Elementen erfolgt eine elastische Entlastung. Vergleicht man die lokalisierenden Elemente mit den nicht lokalisierenden so stellt man fest, dass die Elemente den selben Spannungszustand jedoch einen unterschiedlichen Verzerrungszustand aufweisen.

Die Energie wird also in Form eines Risses dissipiert, welcher sich quer zur Belastungsrichtung ausbreitet. Die gesamte dissipierte Energie entspricht in diesem Fall der Summe der Energie der lokalisierten Elemente, siehe Abbildung 36. Das Bruchverhalten von spröden FVK kann also nachgebildet werden.

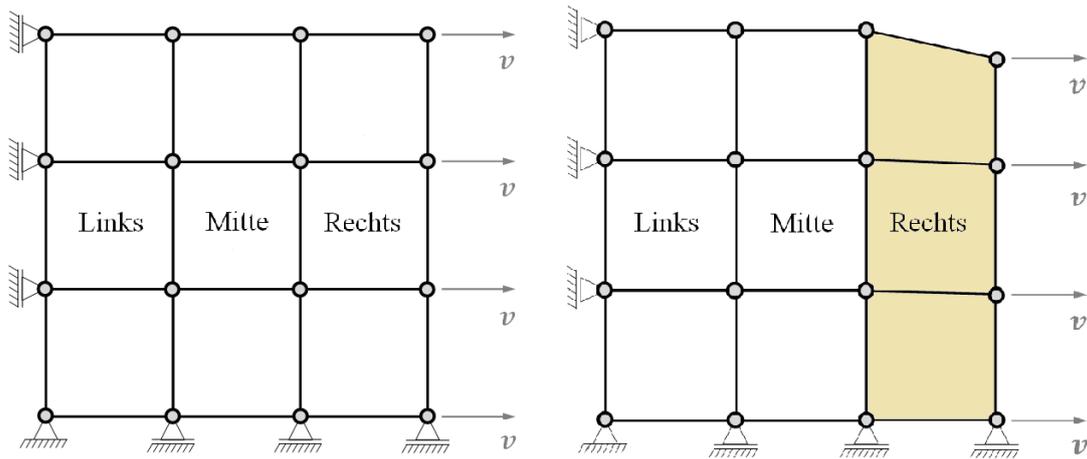


Abbildung 34: Test mit neun Elementen: Deformationsbild

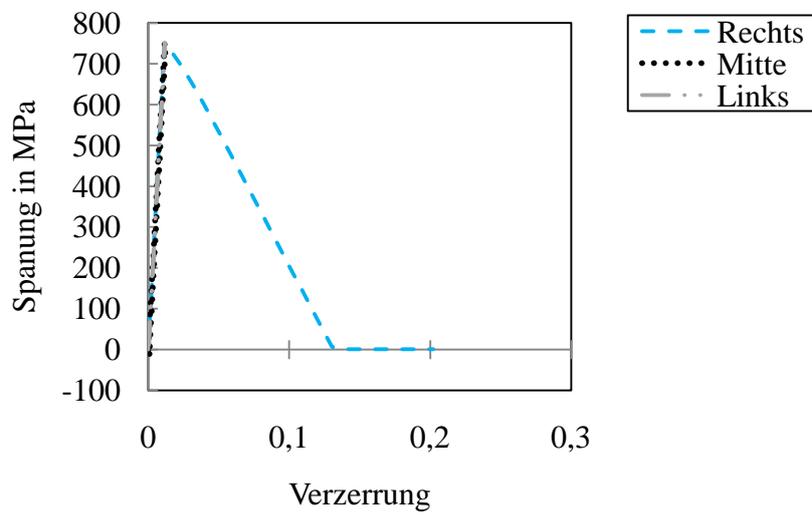


Abbildung 35: σ, ϵ -Verläufe der drei betrachteten Elemente

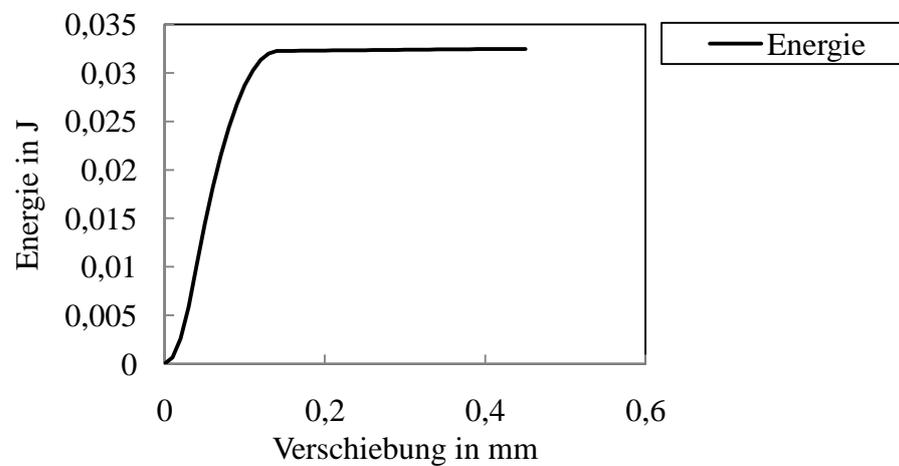


Abbildung 36: Gesamte dissipierte Energie des Tests mit neun Elementen

5.2 Interface

5.2.1 Single Element Tests

Die bilinearen Separationsgesetze für die Normal- und Schubrichtung sind in Abbildung 37 angeführt. Die Simulationsergebnisse beziehen sich auf eine Elementlänge von $l_e = 1\text{mm}$. Die Input-Parameter wurden anhand der Gleichungen (4.1) - (4.4) angepasst.

Zur Überprüfung der Ergebnisse wurden die kritischen Energiefreisetzungsraten G_C herangezogen. Diese entsprechen den Flächen unter den σ, δ -Kurven und können für ein Element mit der Kantenlänge $l_e = 1$ mit der dissipierten Energie gleichgesetzt werden. Der Energie-Output der Simulationen ist in Abbildung 38 angeführt. Daraus ist zu erkennen, dass dieser mit den Parametern aus Tabelle 3 eine gute Übereinstimmung liefert.

An dieser Stelle sei anzumerken, dass in RADIOSS bei der Eingabe von δ_1 , der Wert von δ_0 addiert werden muss, da sonst der elastische Anteil der Energie in der Gesamtenergiebilanz nicht berücksichtigt wird. In dieser Arbeit ist dieser Anteil aufgrund der hohen Interfacesteifigkeit vernachlässigbar klein und hat keine Auswirkung auf das Ergebnis.

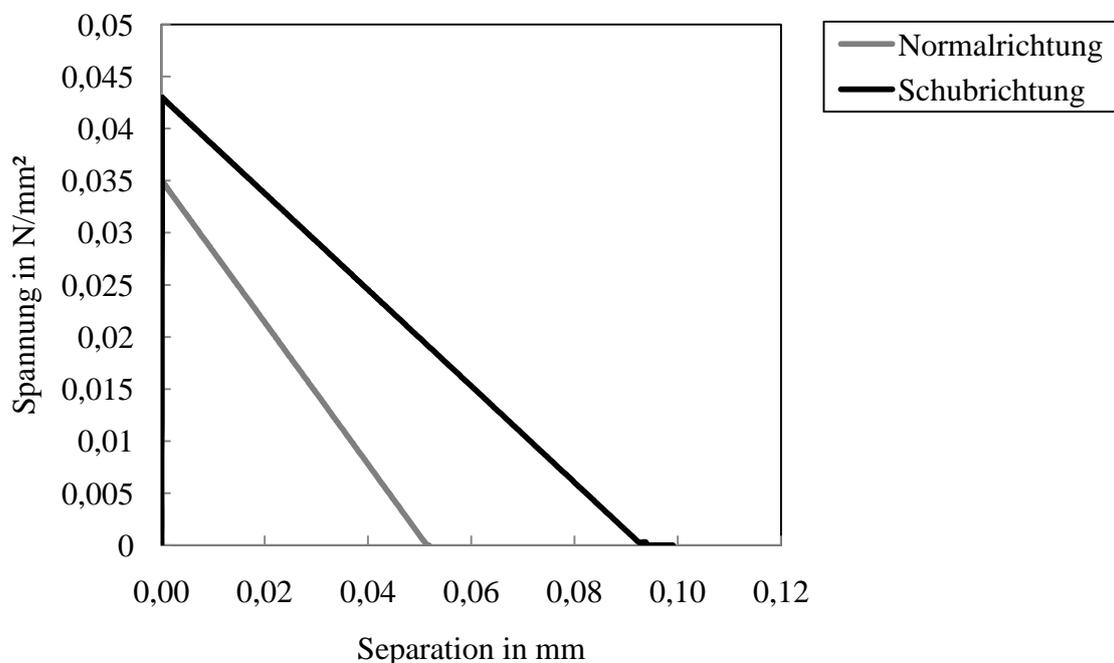


Abbildung 37: Bilineare Separationsgesetze für Normal- und Schubrichtung

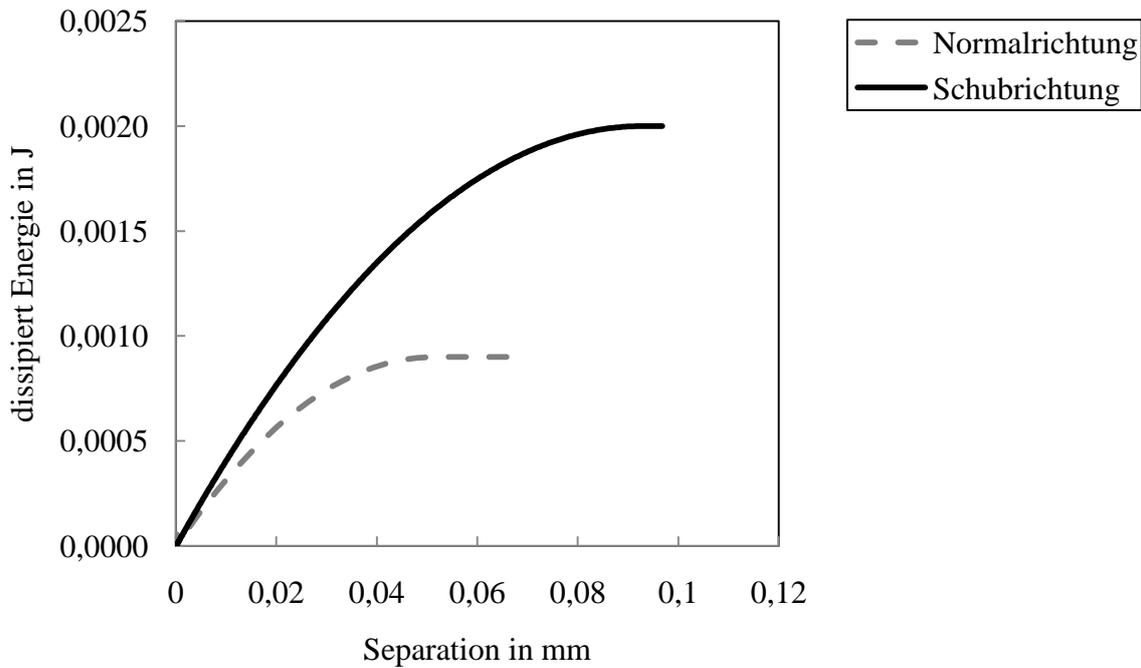


Abbildung 38: Dissipierte Energie in Normal- und Schubrichtung

5.2.2 DCB-Simulationsmodell

Zur Überprüfung der Ergebnisse des DCB-Simulationsmodells wurde die analytische Lösung herangezogen. Deren Berechnung wurde aus [26] entnommen und kann wie folgt, durch die Anwendung der Balkentheorie, bestimmt werden. Die maximale Durchbiegung eines Balkenschenkels, bevor der Riss gerade nicht zu wachsen beginnt, lässt sich beschreiben durch:

$$w_{max} = \frac{2 * a_0^3 * F}{12 * E_1 * J_y} \quad (5.2)$$

Wobei a_0 die Anfangsrisslänge darstellt. E_1 ist der Elastizitätsmodul in Längsrichtung und $J_y = \frac{bh^3}{12}$ stellt das Flächenträgheitsmoment eines Balkenarmes dar. Aus der Energiefreisetzungsrates des Modus I G_{IC} lässt sich der Kraftverlauf bestimmen, welcher sich bei Risswachstum ($a > a_0$) einstellt:

$$F = \sqrt{\frac{G_{IC} * b^2 * t^3 * E_1}{12 * a^2}} \quad (5.3)$$

Mit den in Tabelle 2 angeführten Parameter ergibt sich die in Abbildung 39 angeführte Kraft-/Verschiebungskurve. Diese ist zu Beginn durch einen linearen Anstieg gekennzeichnet bis eine maximale Kraft von $4,7N$ erreicht wird. Bei weiterer Belastung beginnt der Riss zu wachsen was zu einer nichtlinearen Abnahme des Kraftverlaufes führt.

Ein Vergleich der analytischen Lösung mit den Simulationsergebnis ist ebenfalls in Abbildung 39 angeführt. Daraus ist zu erkennen, dass Abweichungen zwischen den beiden Kraft-/Verschiebungsverläufen auftreten. Betrachtet man den Verlauf bis zu dem Punkt, an dem Risswachstum eintritt, so erkennt man eine Abweichung vom linearen Verlauf. Grund für dieses Verhalten liegt in der Auswahl der Steifigkeitsparameter. Die Abweichung wird dabei umso größer, umso höher bzw. niedriger die Steifigkeit gewählt wird.

Die Abweichungen im Bereich des Risswachstums lassen sich auf die Verwendung einer relativ groben Elementlänge von $l_e = 1\text{ mm}$ zurückführen. Ebenfalls wurde für die virtuelle Streckung der kohäsiven Zone nur die Mindestanzahl an Elementen ($N_e = 3$) gewählt, da schon bei dieser Zahl eine Abnahme der Oszillationen festgestellt wurde. Eine weitere Verfeinerung würde auch zu einer besser korrelierenden Lösung führen. Vergleichbare Ergebnisse hierzu sind in [24, 45] zu finden.

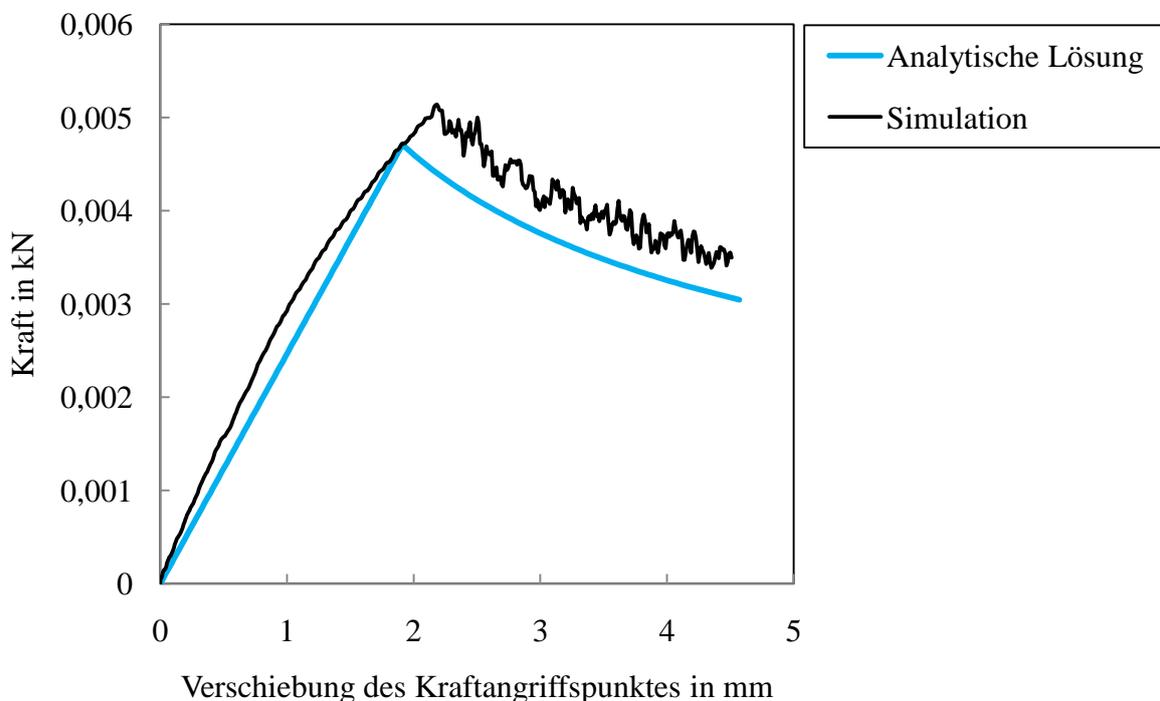


Abbildung 39: Kraft-/Verschiebungskurve des DCB Test: Vergleich zwischen Simulation und analytischer Lösung

Ein weiterer Grund für Abweichungen wäre jener, dass die analytische Lösung unter der Verwendung der Bernoulli Hypothese ermittelt wurde. Dabei wird bei der Berechnung der Kraft-/Verschiebungskurve die Schubspannung nicht berücksichtigt, sowie der Balken als ebenes Problem betrachtet. Die Verwendung der Timoshenko Balkentheorie bzw. der Vergleich mit experimentell ermittelten Verläufen führt ebenfalls zu einer besseren Übereinstimmung der Ergebnisse. Diese Abweichung wurde jedoch im Zuge dieser Arbeit nicht ermittelt.

In Abbildung 40 ist die Energiebilanz der Simulation angeführt. Die Gesamtenergie kann in zwei Anteile aufgeteilt werden. Der erste Anteil entspricht der Energie, welche durch das Risswachstum dissipiert wird. Bevor der Riss zu wachsen beginnt, steigt die Energie leicht an. Grund dafür ist die elastische Deformation der Kohäsiv-Elemente. In weiterer Folge kommt es zu Schädigung und zum Versagen der Kohäsiv-Elemente, was mit einer deutlich höheren Energiedissipation einhergeht. Die analytische Aufsummierung der Energieanteile der geschädigten Kohäsiv-Elemente ergibt einen Wert von $E_{diss} = 0,01336 J$, welche für das Risswachstum aufgewendet wird. Dieser stimmt mit den Simulationsergebnis überein.

Der zweite Anteil stellt jene Energie dar, welche durch elastische Biegung der Arme des Balkens aufgespeichert wird. Diese steigt nichtlinear an bis zu dem Punkt, an dem Risswachstum eintritt. Danach ist die Kurve durch einen linearen Verlauf mit geringerer Steigung gekennzeichnet, da ein Teil der aufgewendeten Arbeit für den Rissfortschritt aufgewendet wird.

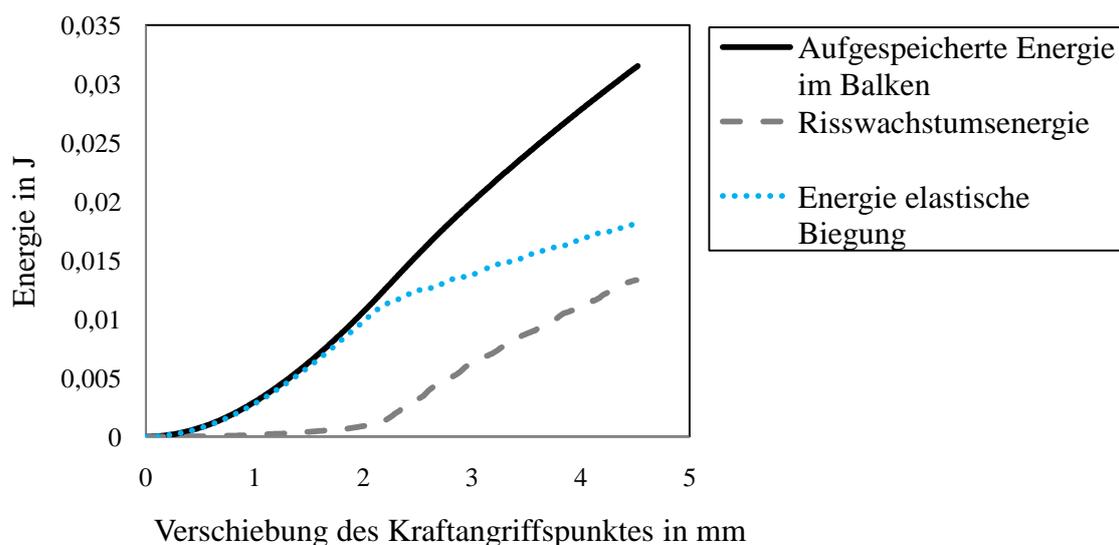


Abbildung 40: Aufgespeicherte Energie des DCB Simulationsmodells

5.2.3 ENF-Simulationsmodell

Zur Überprüfung der Ergebnisse des ENF-Simulationsmodell wurde ebenfalls die analytische Lösung herangezogen. Deren Berechnung wurde aus [27] entnommen und kann wie oben, durch die Anwendung der Balkentheorie, bestimmt werden. Auf die Herleitung der Gleichungen wird dabei nicht eingegangen. Der Kraft-/Verschiebungsverlauf kann dabei in drei Abschnitte unterteilt werden. Bei Belastungsbeginn durchwandert der Verlauf eine lineare Phase welche sich folgendermaßen beschreiben lässt:

$$\delta_{ENF} = \frac{F(3a_0^3 + 2L^3)}{12E_1J_y} + \frac{3FL}{5S_{13}A} \quad (5.4)$$

Hier stellen δ_{ENF} die Durchbiegung des Kraftangriffspunktes, F die Belastung, a_0 die Ausgangslänge des Risses, E_1 den Elastizitätsmodul in Längsrichtung, J_y das Flächenträgheitsmoment des Balkenquerschnitts, L die halbe Länge des Balkens, S_{13} den Schubmodul sowie A die Querschnittsfläche des Balkens dar. Im zweiten Abschnitt kommt es zum Risswachstum, wobei $a < L$ gilt. Der Verlauf kann durch den folgenden Satz an Gleichungen beschrieben werden:

$$G_{II}^c = \frac{9S^2a^2}{16b^2E_1h^3} \quad (5.5)$$

$$\delta_{ENF} = \frac{F}{12E_1J_y} \left[\left(2L^3 + \frac{36E_1J_yL}{5S_{13}A} \right) + \frac{(8G_{II}^cE_1bJ_y)^{3/2}}{\sqrt{3}F^3} \right] \quad (5.6)$$

Dabei stellt G_{II}^c die Energiefreisetzungsrate dar. Der dritte Abschnitt beschreibt den Kraftverlauf nachdem der Riss den Kraftangriffspunkt passiert hat. Entsprechend gilt hier die Bedingung $a > L$. Der Verlauf kann wiederum mit folgenden Gleichungen ermittelt werden:

$$G_{IIc} = \frac{9F^2(2L - a)^2}{16E_1b^2h^3} \quad (5.7)$$

$$\delta_{ENF} = \frac{F}{3E_1J_y} \left[2L^3 - \frac{3}{4}(2L - a)^3 \right] + \frac{3FL}{5S_{13}A} \quad (5.8)$$

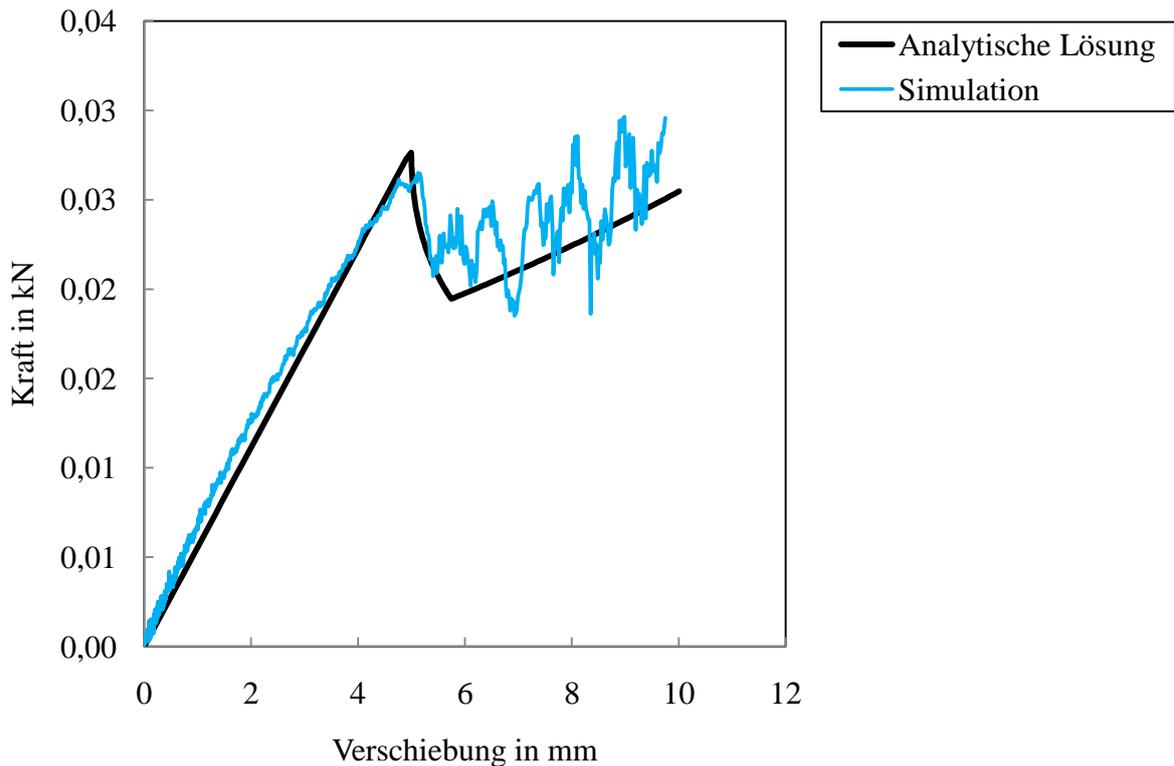


Abbildung 41: Kraft-/Verschiebungskurve des ENF-Test: Vergleich zwischen Simulation und analytischer Lösung

Der Vergleich zwischen der analytischen Lösung und dem Ergebnis der Simulation ist in Abbildung 41 angeführt. Diese zeigt eine gute Übereinstimmung der Kraft-/Verschiebungskurven. Auffällig sind die starken Oszillationen welche in der Phase des Risswachstums auftreten. Ein Grund dafür sind die Kontaktbedingungen, welche zwischen den Rissufern sowie zwischen der Prüfrolle und dem Testobjekt definiert wurden. Hier wurde auf eine Anpassung der Kontaktsteifigkeit verzichtet und die Standardeinstellungen verwendet. Ein weiterer Grund könnte die virtuelle Streckung der kohäsiven Zone sein, welche mit $N_e = 5$ Elementen diskretisiert und möglicherweise zu grob gewählt wurde.

Die Energiebilanz des ENF-Test ist in Abbildung 42 angeführt. Die analytische Aufsummierung der Energieanteile der geschädigten Kohäsiv-Elemente ergibt einen Wert von $E_{diss} = 0,044 J$, welche für das Risswachstum aufgewendet wird. Berücksichtigt man zusätzlich die Energie der Elemente, welche sich in der Schädigungsphase befinden erhält man einen Wert von $E_{diss} = 0,051 J$ (Vergleiche mit Abbildung 42). Die restliche Energie geht wiederum in Form von elastische aufgespeicherte Energie in die Bilanz ein und wird für die Durchbiegung des Balken aufgewendet.

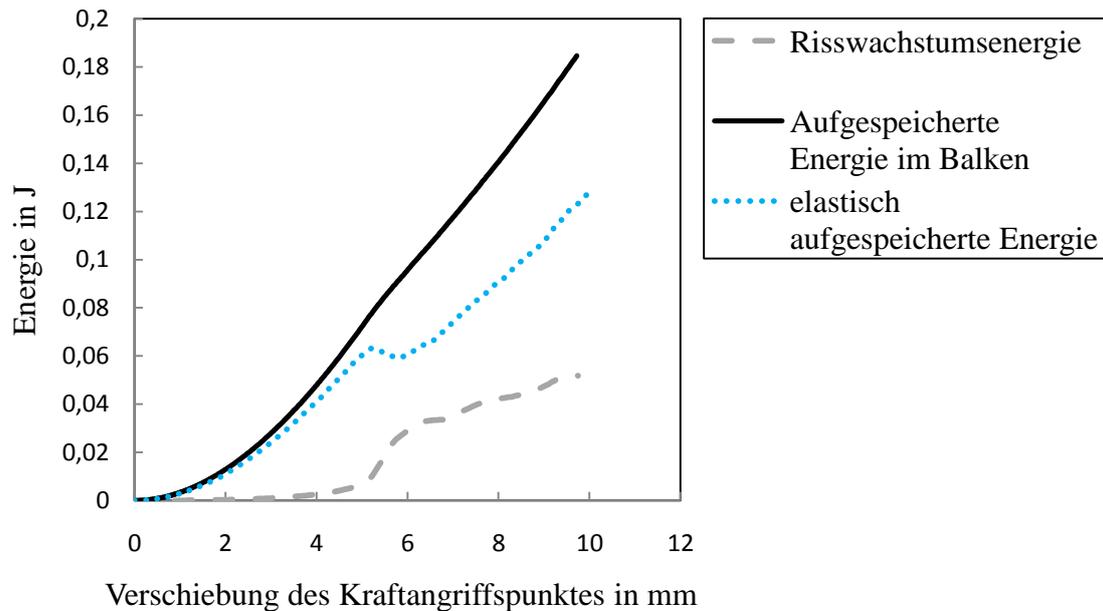


Abbildung 42: Aufgespeicherte Energie des ENF-Simulationsmodells

5.3 Rechteckförmige Platte (Wedged Plate) Simulationsmodell

5.3.1 Reales Versagensverhalten

Um die Simulationsergebnisse der rechteckförmigen Platte zu überprüfen, wurden diese mit Crash-Versuchen und Ergebnissen aus der Literatur verglichen. Die Informationen wurden dabei aus [29, 30, 53, 54] entnommen. Ein direkter Vergleich mit Kraft-/Verschiebungsverläufen aus der Literatur erweist sich als schwierig, da der Verlauf selbiger, je nach Lagenaufbau, Material und der Form des Triggermechanismus variiert. Es lassen sich jedoch Aussagen treffen, mit deren Hilfe die Simulationsergebnisse bewertet werden können.

Die in Kapitel 2.4.1 vorgestellten Versagensmodi treten bei diesem Test einzeln oder in kombinierter Form auf. Dabei können folgende Aussagen getroffen werden:

- Der "*Splaying*" Modus tritt bei Proben auf, welche einen Wert der spezifischen Energieabsorption von $SEA < 7,5 \text{ kJ/kg}$ aufweisen.
- Der kombinierte Modus tritt auf, wenn die spezifische Energieabsorption in einen Bereich von ungefähr $9,5\text{-}24 \text{ kJ/kg}$ liegt.
- Der "*transverse shear*" Modus tritt bei Proben auf, deren $SEA > 30 \text{ kJ/kg}$ beträgt.

In weiterer Folge wird das Versagensverhalten von gewebeverstärkten Laminaten erläutert. Diese können entweder den reinen "*Splaying*" Modus, den reinen "*transverse shear*" Modus oder den kombinierten Modus ausbilden. Letzterer ist zur Veranschaulichung der Versagensform, in Abbildung 43 angeführt. Der Crash-Vorgang kann dabei in drei Phasen unterteilt werden:

- Schädigungsinitiierung
- Übergangsphase in einen stabilen Crash-Modus
- Stabilisierter Crash-Modus

Der Verlauf der Schädigungsinitiierung hängt von der Art des verwendeten Triggers, der Anzahl an Herstellungsdefekten im Material sowie von den Materialeigenschaften ab. Diese drei Eigenschaften sind entscheidend dafür, welcher der drei angeführten Versagensmodi während der Schädigungsinitiierung aktiviert wird. Bei Verwendung einer 45° Fase als Trigger steigt der Verlauf der Kontaktkraft gleichmäßig mit dem in Kontakt treten der einzelnen Lagen an. Dabei brechen die ersten Lagen, was in diesem Bereich zur Biegung des Laminates führt. In dieser Phase des Crash-Vorgangs wird das Laminat asymmetrisch auf Druck belastet, da nur einige wenige Lagen mit dem Hindernis in Kontakt treten. Dies führt zu hohen transversal wirkenden Schubspannungen in den Lagen, die sich in der Mitte der Platte befinden und in weiterer Folge zu mehreren Delaminationen bzw. zur Bildung von Bruchstücken. Die maximale Kraft, welche bei der Schädigungsinitiierung auftritt, liegt dabei in einem Bereich von 25 bis 50 kN.

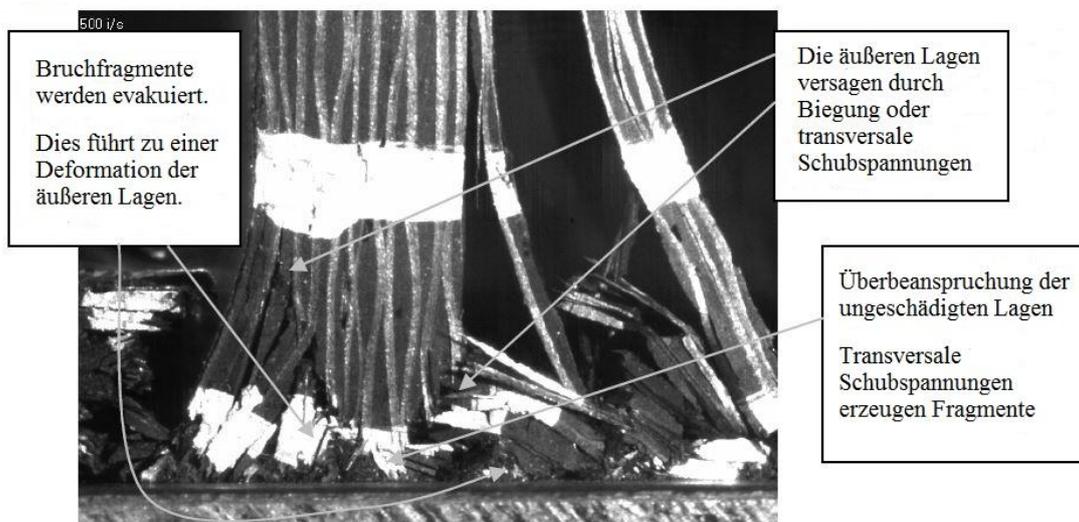


Abbildung 43: Kombiniertes Versagensverhalten eines gewebeverstärkten Laminates (In Anlehnung an [54])

Die Übergangsphase in einen stabilen Versagensmodus folgt auf die Schädigungsinitiierung und kann sich über eine deformierte Länge von mehr als 10 mm erstrecken. Der reine "*Splaying*" Modus weist eine vergleichsweise kurze Übergangsphase auf, da sich während der Schädigungsinitiierung keine oder nur wenige Bruchstücke bilden, welche rasch aus der Crash-Front evakuiert werden.

Beim kombinierten Modus erfahren die aufgespaltenen äußeren Lagen eine hohe Durchbiegung. Die Anzahl an Lagen, welche an jeder Seite gebogen werden ist dabei variabel. Die Durchbiegung erzeugt einen stabilisierenden Effekt auf die Lagen in der Mitte, welche aufgrund von Überbelastung durch Biegung oder transversalen Schubspannungen versagen. Dies führt zu einer Ansammlung von Fragmenten, die weiterführend einen Keil bilden, welcher zu einem weiteren Wachstum der interlaminaren Risse führt. Der kombinierte Modus weist aufgrund der Bildung von Bruchstücken und großflächigen interlaminaren Rissen eine vergleichsweise lange Übergangsphase auf.

Die Ausbildung eines stabilen Crash-Modus ist in der Form zu verstehen, dass der sich in der Übergangsphase ausbildende Modus ("*transverse shear*" bzw. kombinierter Modus) oft nicht über den kompletten Deformationsweg vorliegt, sondern aufgrund instabilen Verhaltens mit der Zeit in den stabilen "*Splaying*" Modus übergeht. Grund dafür ist die Ansammlung an Bruchstücken, welche kontinuierlich anwächst und in weiterer Folge aus der Crash-Front evakuiert wird. Dabei unterliegen die äußeren Lagen einer starken Biegung, bis diese schlussendlich brechen. Die Evakuierung des gebrochenen Laminatarms ist im Kraft-/Verschiebungsverlauf in Form eines Abfallens des Kraftverlaufes sichtbar. Der Evakuierungsprozess ist anhand einer Probe mit keilförmigen Trigger in Abbildung 44 angeführt. Danach kann das Laminat in den "*Splaying*" Modus übergehen oder neue Bruchstücke bilden und den vorangegangenen Modus beibehalten.

Nach der Ausbildung eines stabilen Modus liegt der Mittelwert des Kraftverlaufes im Bereich von 5 bis 15 kN ("*Splaying*" Modus) bzw. bis zu 20 kN ("*transverse shear*" modus) auf. Die spezifische Energieabsorption SEA liegt im Bereich von 2 bis 50 kJ/kg, wobei anzumerken ist, dass quasistatisch getestete Proben höhere Werte erreichen. Als Gründe dafür sind die geringeren Reibungskräfte, die höhere Perturbation sowie das dynamische Aufbrechen der interlaminaren Interfaceschichten, welche mehr Freiraum erzeugen, zu nennen. In weiterer Folge werden die Simulationsergebnisse betrachtet und diskutiert.

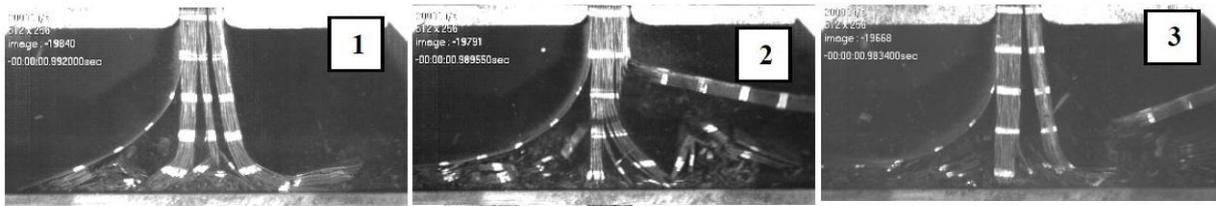


Abbildung 44: Bildung von Fragmenten und Evakuierung aus der Crash-Front: (1) Bildung von Fragmenten in der Laminatmitte, (2) Evakuierung der Fragment und Bruch des rechten Laminatarms, (3) Übergang in den "Splaying" Modus bzw. Bildung von neuen Bruchstücken [54]

5.3.2 Simulationsergebnisse

Für die numerische Berechnung der rechteckförmigen Platte wurden insgesamt vier Simulationsmodelle erstellt. Dabei wurden zwei Varianten des "plane strain" Modells und zwei des 3D Modells berechnet. In der ersten Variante wurden die verkürzten Elemente des Triggers hinsichtlich der Energieaufnahme angepasst (vergleiche Kapitel 3.2.2). Bei der zweiten Variante wurde auf eine Anpassung verzichtet, wodurch diese Elemente bei vollständiger Schädigung insgesamt weniger Energie (~30% weniger) dissipierten. Die Idee lag darin, eine Vorschädigung des Laminates zu berücksichtigen, wie sie bei der Fertigung von realen Prüfkörpern auftritt. Die Modelle werden in weiterer Folge nach dem in Abbildung 45 angeführten Schlüssel benannt:

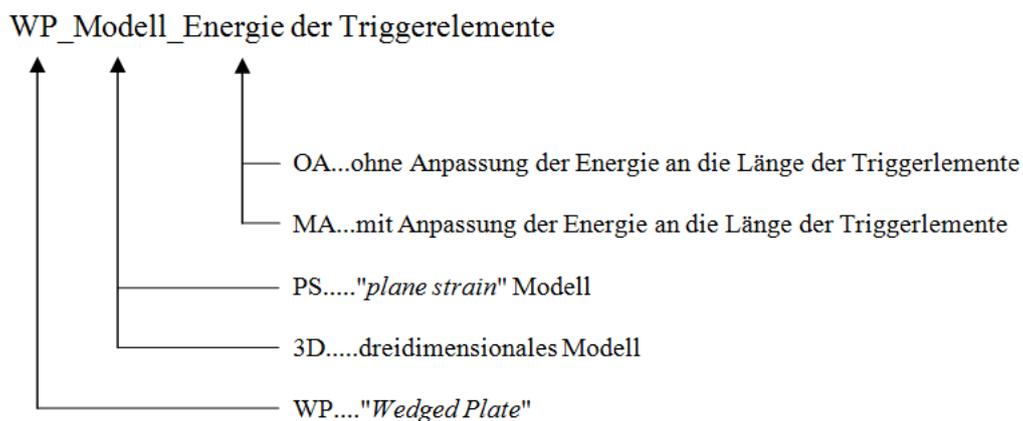


Abbildung 45: Benennungsschlüssel für die Simulationsmodelle des Wedged Plate Test

Die Ergebnisse der beiden "*plane strain*" Modelle unterscheiden sich nur geringfügig voneinander. In beiden Modellen kommt es zur Ausbildung eines reinen "*Splaying*" Modus und keiner Schädigung der intralaminaren Schichten. Wie in Abbildung 46 erkennbar ist, werden in der Phase der Schädigungsinitiierung keine Bruchstücke gebildet, welche großflächigere Delaminationen auslösen könnten. Die einzelnen Lagen werden in der Crash-Front mit einem scharfen Radius gebogen und aus dieser evakuiert. Der deutlichste Unterschied liegt in der Aufteilung der Evakuierung der Lagen, welche beim WP_PS_OA Modell symmetrisch und beim WP_PS_MA Modell unsymmetrisch zur x, y -Ebene erfolgt.

In den Abbildungen 47 und 48 sind die Kraft-/Verschiebungsverläufe sowie die Anteile der absorbierten Energie der beiden "*plane strain*" Modelle angeführt. Auch hier weisen die Modelle im direkten Vergleich ähnliche Ergebnisse auf. Die Maximalkräfte liegen dabei in einem Wertebereich von 25 - 35kN. Die spezifische Energieaufnahme für den stabilen Versagensmodus liegt für die beiden Modelle im Bereich von $SEA = 14 \text{ kJ/kg}$ was jedoch typisch für die Ausbildung des kombinierten Versagensmodus wäre und nicht für den "*Splaying*" Modus.

Eine Erklärung für dieses Verhalten wäre, dass die "*plane strain*" Modelle nicht in der Lage sind, die komplexen Vorgänge der Schädigungsinitiierung und der Übergangsphase des kombinierten Modus darzustellen, da dreidimensionale Effekte nicht erfasst werden können. Der sich einstellende stabile Modus kann jedoch nachgebildet werden und zeigt, aufgrund der definierten Materialeigenschaften des Laminates, die Ausbildung des stabilisierten reinen "*Splaying*" Modus.

Betrachtet man die Anteile der absorbierten Energie, so stellt man fest, dass ca. 45% der Gesamtenergie durch Reibung zwischen den Einzellagen bzw. zwischen Einzellagen und der starren Platte dissipiert wird. Die innere Energie setzt sich aus dem Anteil der geschädigten interlaminaren Interfaceschichten und dem Anteil, welcher für die elastische Biegung und intralaminare Schädigung der Lagen aufgewendet wird, zusammen.

Auch wenn die Versagensform mit den "*plane strain*" Modellen nicht nachgebildet werden konnte, eignen sich die Modelle hervorragend um die Parameter für die Kontaktmodellierung abzuschätzen. Grund dafür ist die vergleichsweise kurze Rechendauer dieser Modelle welche es erlaubt, eine große Anzahl an Simulationen durchzuführen und somit einen großen Wertebereich von möglichen Parametern zu überprüfen.

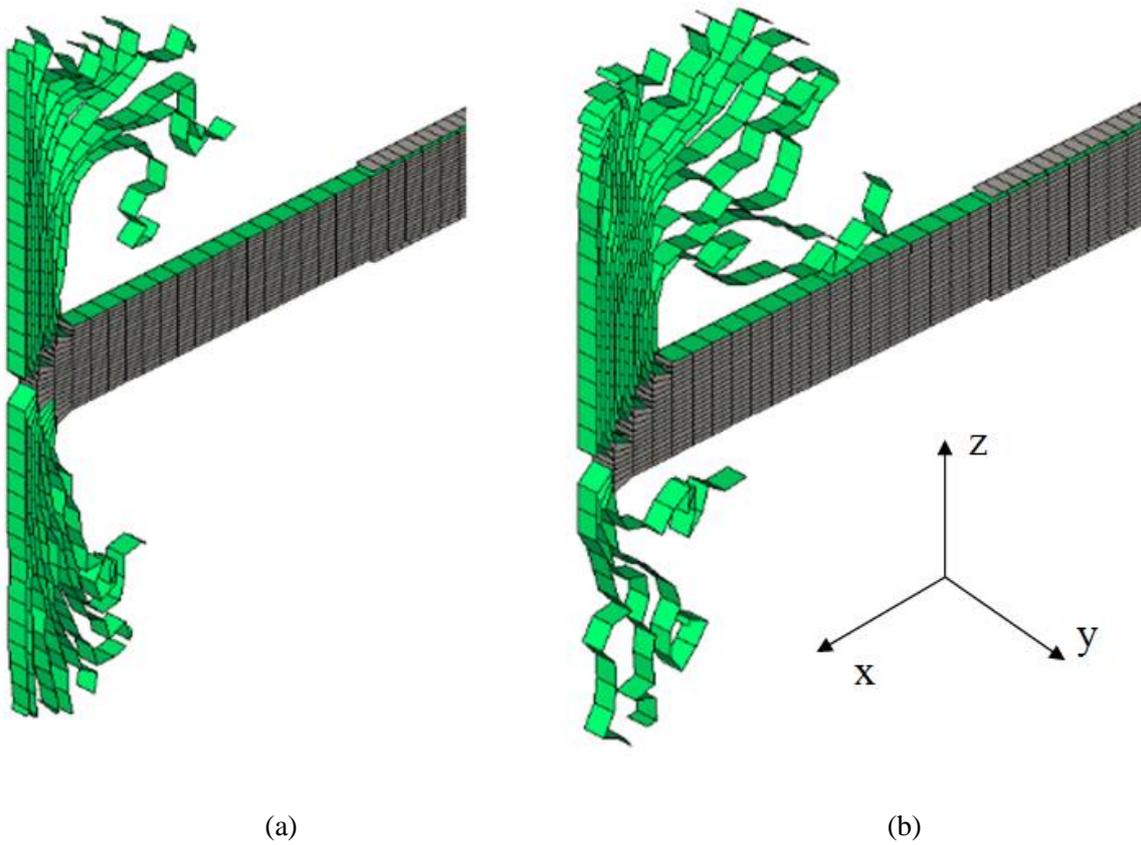


Abbildung 46: "Splaying" Mode der "plane strain" Simulationsmodelle: (a) WP_PS_OA Modell, (b) WP_PS_MA Modell, (Grün) Einzellagen, (Grau) Kohäsiv-Elemente

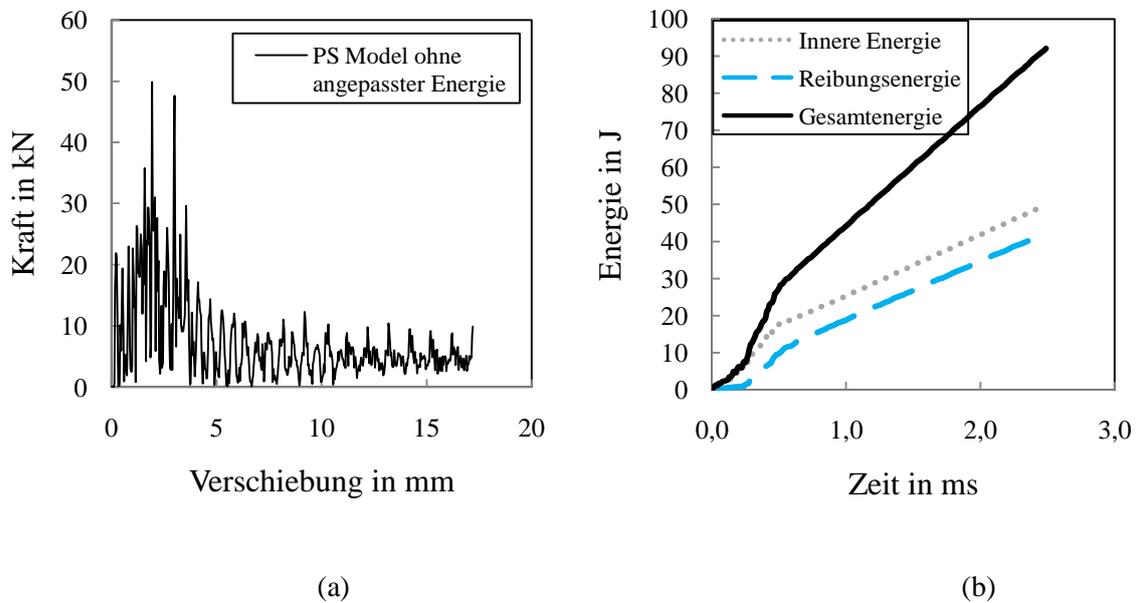


Abbildung 47: Ergebnisse des WP_PS_OA Modells: (a) Kraft-/Verschiebungsverlauf, (b) Anteile der absorbierten Energie

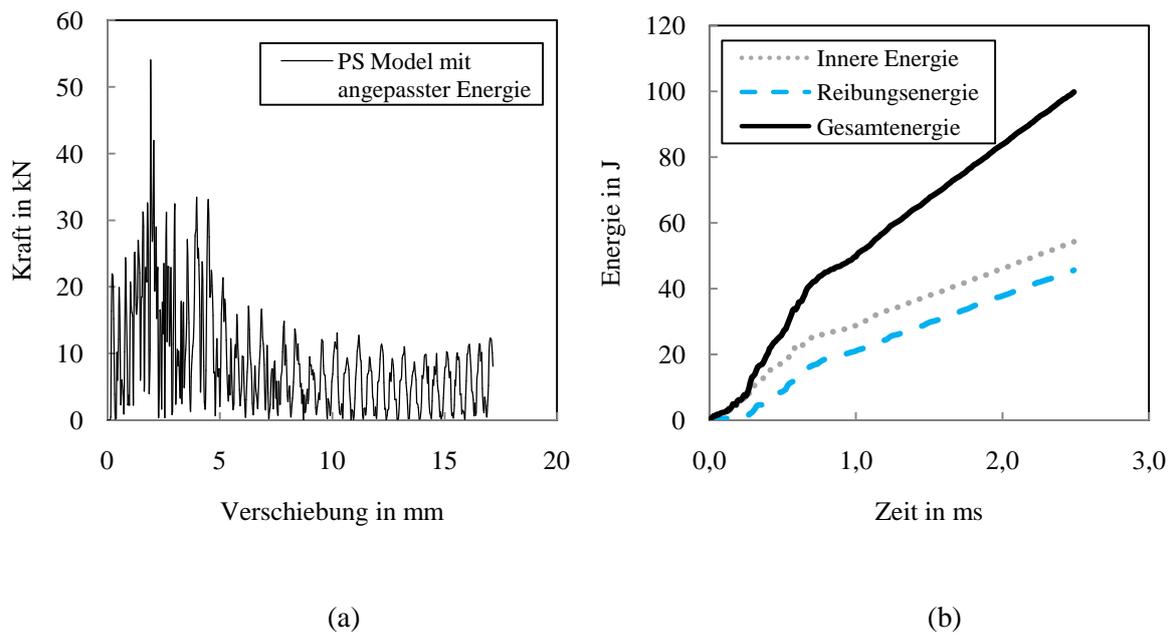


Abbildung 48: Ergebnisse WP_PS_MA Modells: (a) Kraft-/Verschiebungsverlauf, (b) Anteile der absorbierten Energie

In weiterer Folge wird auf die Ergebnisse der 3D Simulationsmodelle eingegangen. Die Entwicklung der Versagensformen sind dabei in den Abbildungen 49 und 50 angeführt. Dabei treten wesentliche Unterschiede im Versagensverhalten zwischen den Modellen auf. So bildet das WB_3D_OA Modell den kombinierten Modus aus, welcher nach der Übergangsphase in den "*Splaying*" Modus wechselt. Das WB_3D_MA Modell bildet zwar auch den kombinierten Modus aus, dieser ist jedoch schwächer ausgeprägt. Es werden zwar auch durch "*transverse shearing*" Bruchstücke gebildet, der Übergang in den "*Splaying*" Modus erfolgt jedoch rascher. Es konnte somit bestätigt werden, dass die Ausbildung der Versagensform von der Energieabsorptionsfähigkeit des Triggers abhängt, vergleiche mit [54].

Beide Simulationsmodelle haben gemeinsam, dass sich in der Phase der Schädigungsinitiiierung ein Bruchkeil bildet. Dieses Verhalten kann mit den "*plane strain*" Modellen nicht nachgebildet werden, da die Bildung des Bruchkeils chaotisch und in drei Dimensionen erfolgt.

In weiterer Folge sind die Schritte des Versagensverhaltens der beiden Simulationsmodelle angeführt. Die Einzellagen sind dabei zu besseren Veranschaulichung Grün/Gelb alternierend hervorgehoben. Die Kohäsiv-Elemente werde Grau dargestellt.

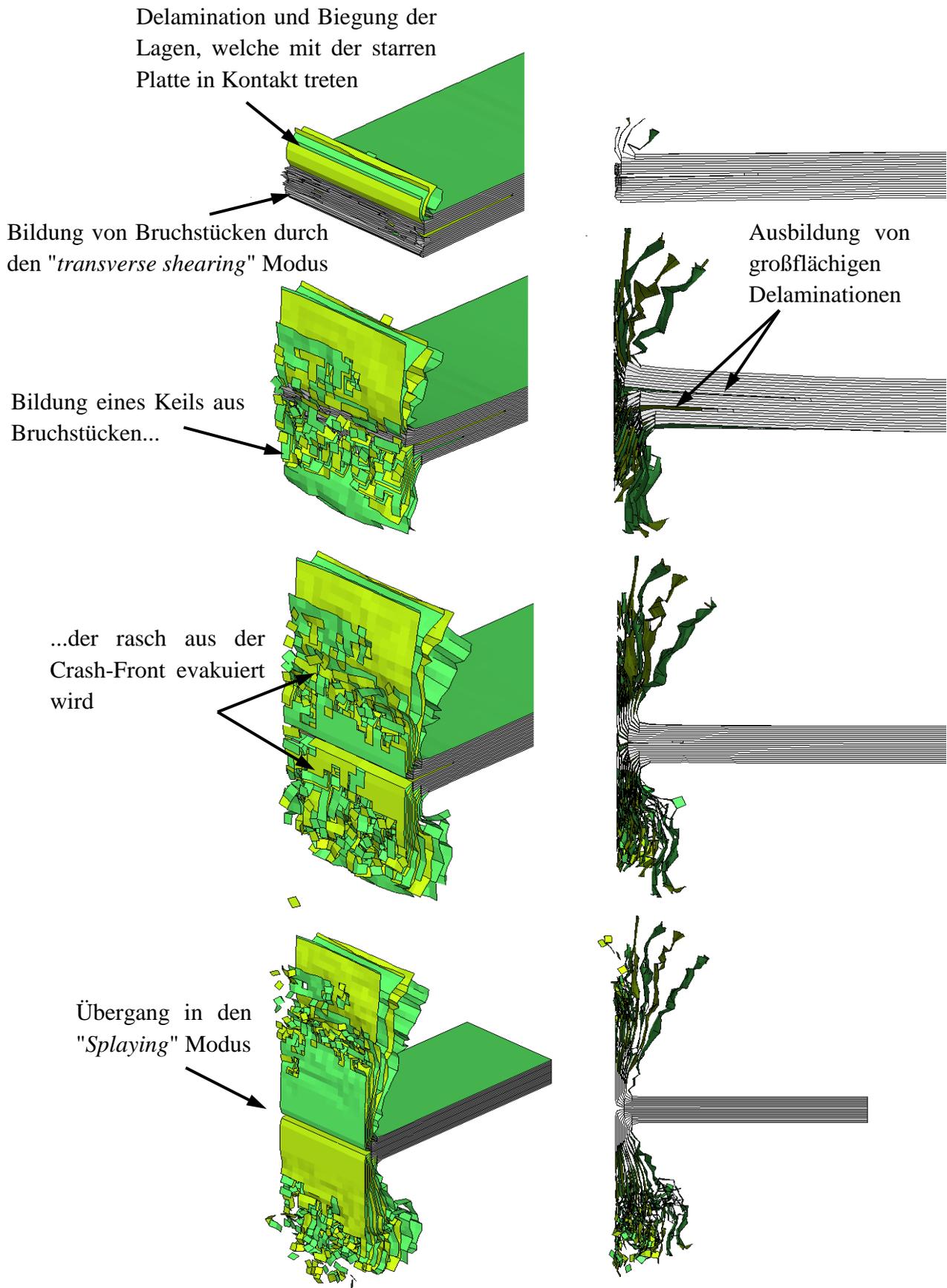


Abbildung 49: Versagensform des WP_3D_MA Modells. (Grau) Kohäsiv-Elemente, (Grün/Gelb alternierend) Schalenelemente der Einzellagen

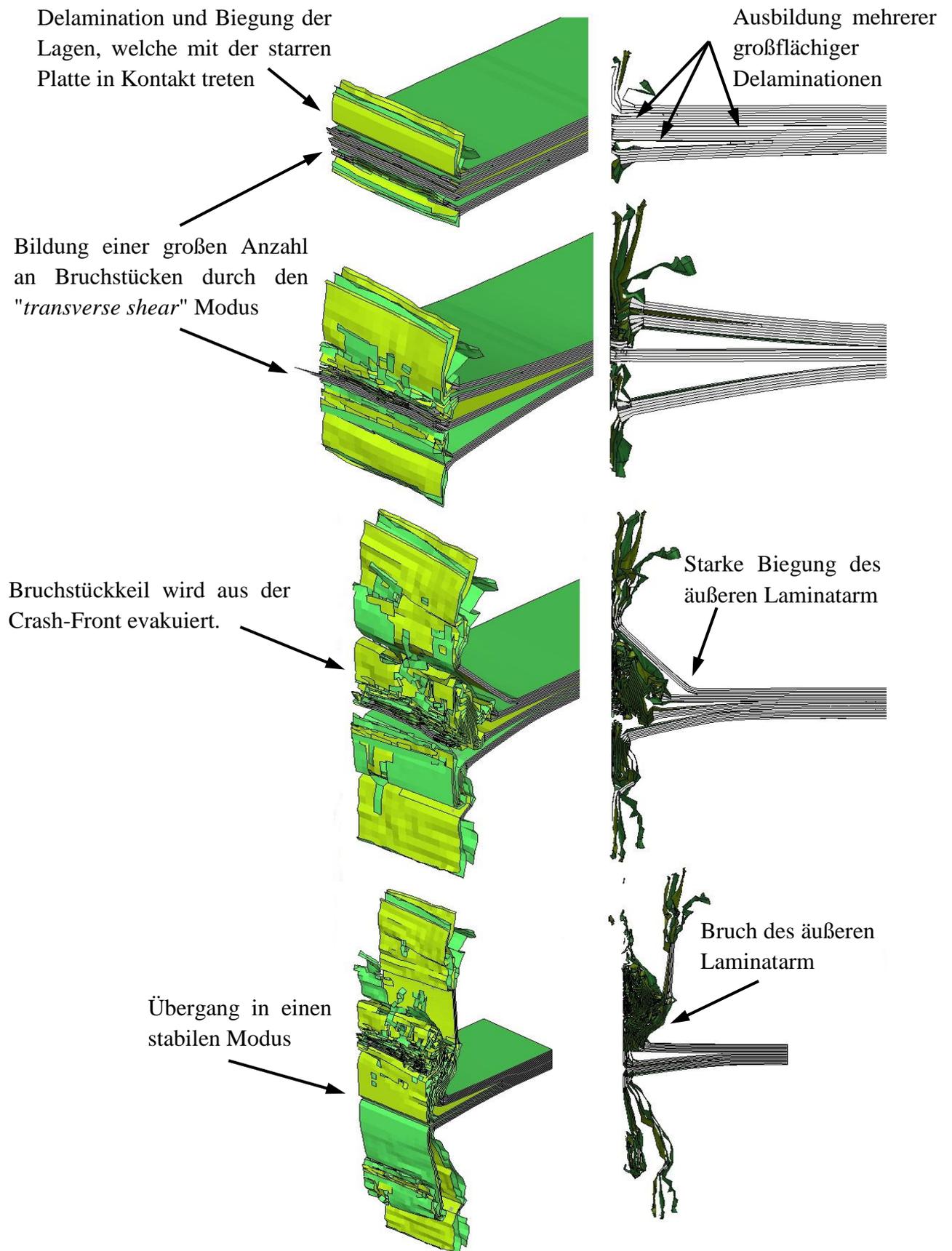


Abbildung 50: Versagensform des WP_3D_OA Modells. (Grau) Kohäsiv-Elemente, (Grün/Gelb alternierend) Schalenelemente der Einzellagen

Der Kraft-/Verschiebungsverlauf des WP_3D_MA Modells ist in Abbildung 51 angeführt. Die Länge der Übergangsphase in den stabilen Versagensmodus beträgt ca. 6 mm. Während dieser werden die wenigen Bruchstücke, welche sich im Zuge der Schädigungsinitiierung gebildet haben, aus der Crash-Front evakuiert. Der maximale Wert der Kraft liegt bei ca. $F_{max} = 45 \text{ kN}$ und die spezifische Energieabsorption ergibt sich zu $SEA = 18,4 \text{ kJ/kg}$. Der Mittelwert der Kraft des stabilen Versagensmodus liegt bei ca. 5 kN . Diese Werte korrelieren gut mit den experimentell ermittelten Kennwerten aus [54].

Die Kraft-/Verschiebungskurve des zweiten dreidimensionalen Modells zeigt eine ähnliche Charakteristik und ist in Abbildung 52 angeführt. Die Länge der Übergangsphase fällt mit 10 mm jedoch deutlich höher aus. Grund dafür ist, dass in der Phase der Schädigungsinitiierung eine weitaus größere Anzahl an Bruchstücken erzeugt wird.

Ebenso ist ein Abfall des Kraftverlaufes an der Stelle ($l_S = 12 \text{ mm}$) ersichtlich, wo der äußere Arm aufgrund der Evakuierung des Bruchstückkeils abgebrochen wird. Der maximale Wert der Kraft liegt bei $F_{max} = 40 \text{ kN}$ und die spezifische Energieabsorption des stabilen Modus ergibt sich zu $SEA = 20,8 \text{ kJ/kg}$. Der Mittelwert der Kraft des stabilen Versagensmodus liegt bei ca. $7,7 \text{ kN}$. Diese Werte korrelieren ebenfalls gut mit den experimentell ermittelten Kennwerten aus [54].

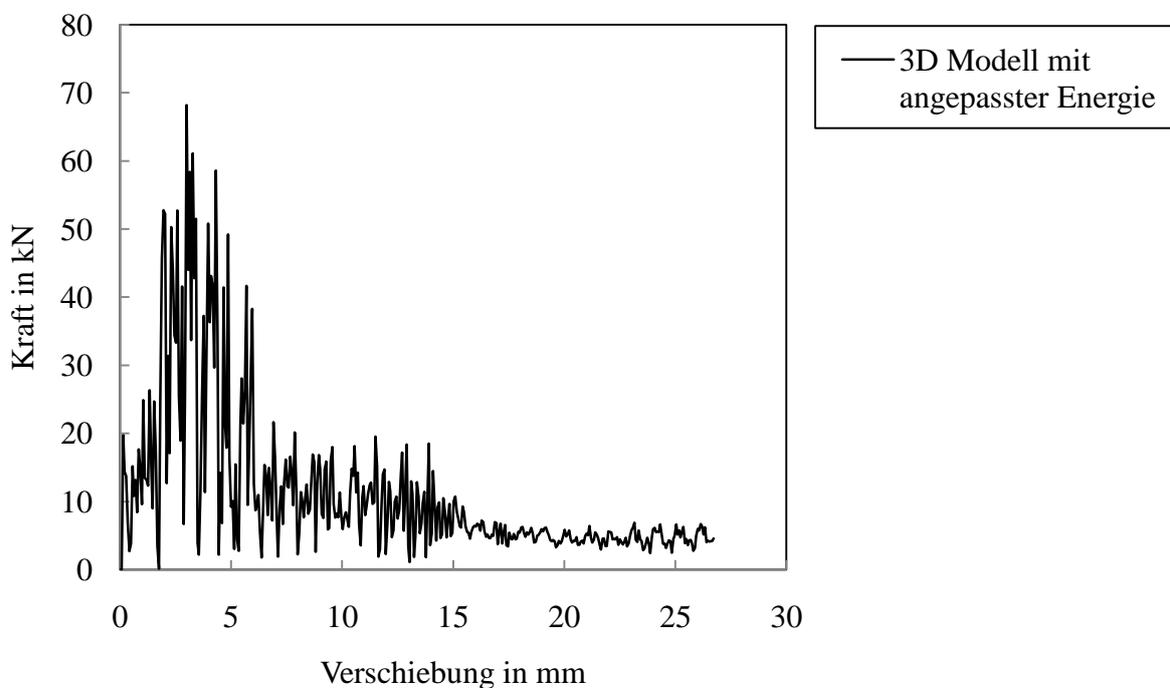


Abbildung 51: Kraft-/Verschiebungsverlauf des WP_3D_MA Modells

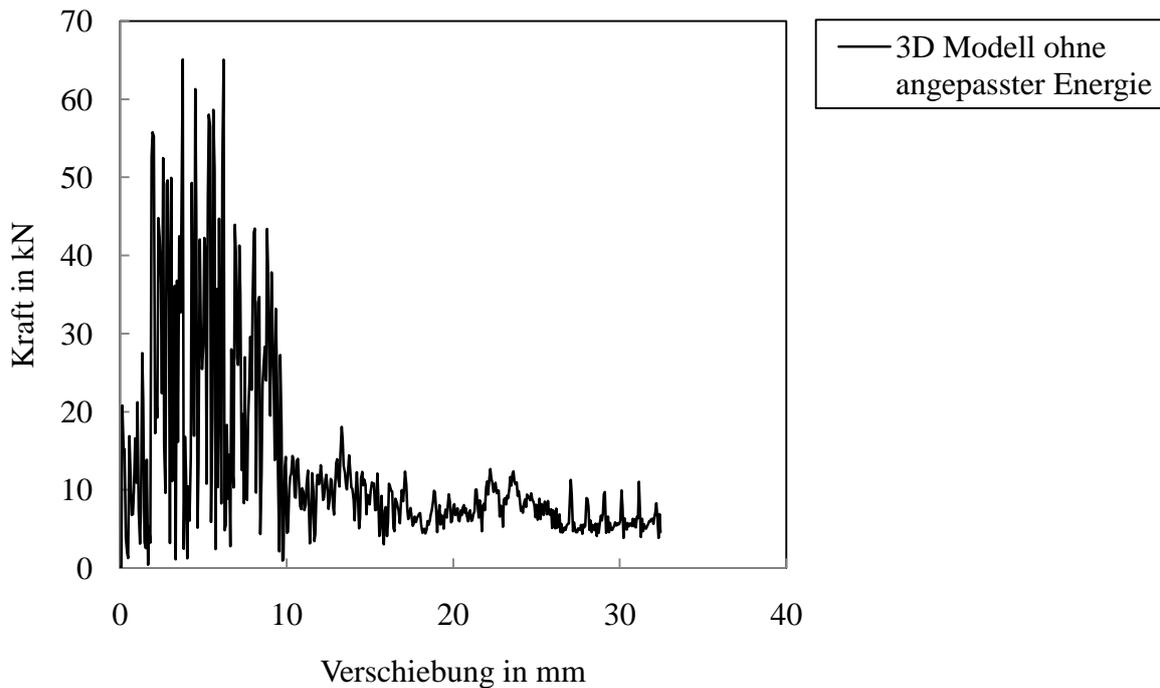


Abbildung 52: Kraft-/Verschiebungsverlauf des WP_3D_OA Modells

Die Anteile der absorbierten Energie der beiden 3D Simulationsmodelle sind in den Abbildungen 53 und 54 angeführt. Der Anteil an Reibungsenergie liegt dabei bei 32% beim WP_3D_OA Modell und 35% beim WP_3D_MA Modell. Die Abweichung erklärt sich dadurch, dass beim WP_3D_OA Modell aufgrund der Bildung des Bruchstückkeils zu einer weiteren Öffnung der einzelnen Laminatarme kommt und dadurch Reibungseffekte hauptsächlich durch Kontakt zwischen den Bruchstückkeil und den Laminatarmen bzw. den Bruchstückkeil und der starren Platte auftreten. Durch Delamination wird in beiden Modellen nur ein geringer Anteil an Energie dissipiert.

In Abbildung 53 ist gut zu erkennen, dass nach dem Übergang in den stabilen "*Splaying*" Modus keine weitere intralaminare Schädigung der Einzellagen stattfindet. Die dabei dissipierte Energie nimmt dabei nach der Übergangsphase einen konstanten Wert an. Energie wird in weiterer Folge durch interlaminares Risswachstum bzw. Reibung dissipiert.

Ein Vergleich der beiden Simulationsmodelle zeigt, dass im WP_3D_OA Modell insgesamt mehr Energie dissipiert wurde. Grund dafür ist die längere Übergangsphase, in welcher der "*transverse shear*" Modus aktiviert ist. Es konnte also ebenfalls bestätigt werden, dass durch "*transverse shearing*" mehr Energie dissipiert werden kann als durch den "*Splaying*" Modus.

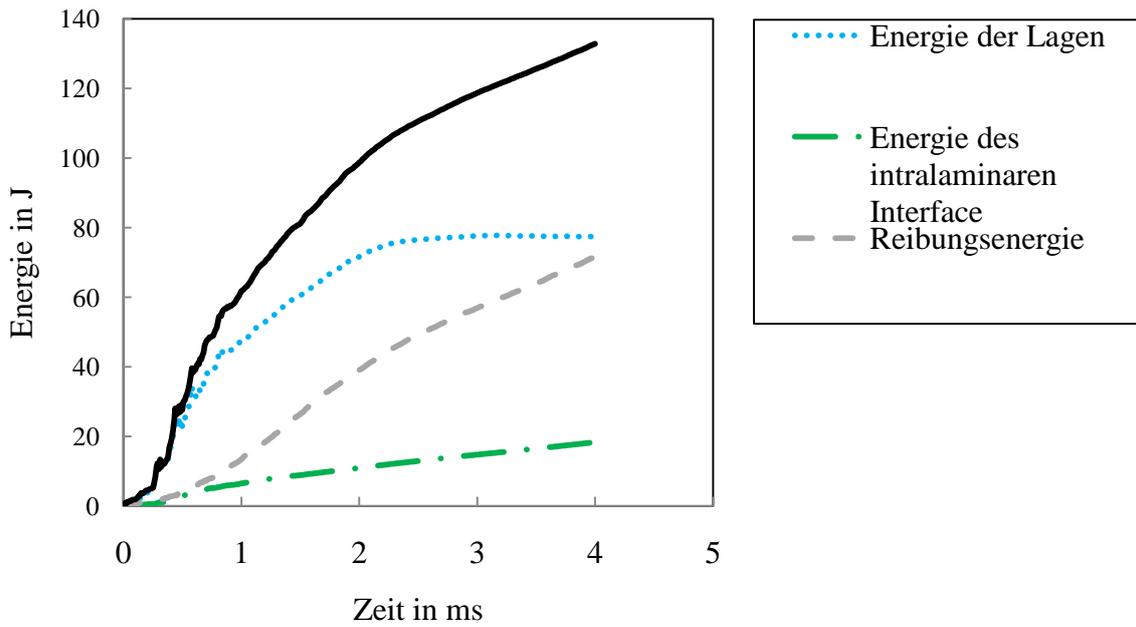


Abbildung 53: Anteile der absorbierten Energie des WP_3D_MA Modells

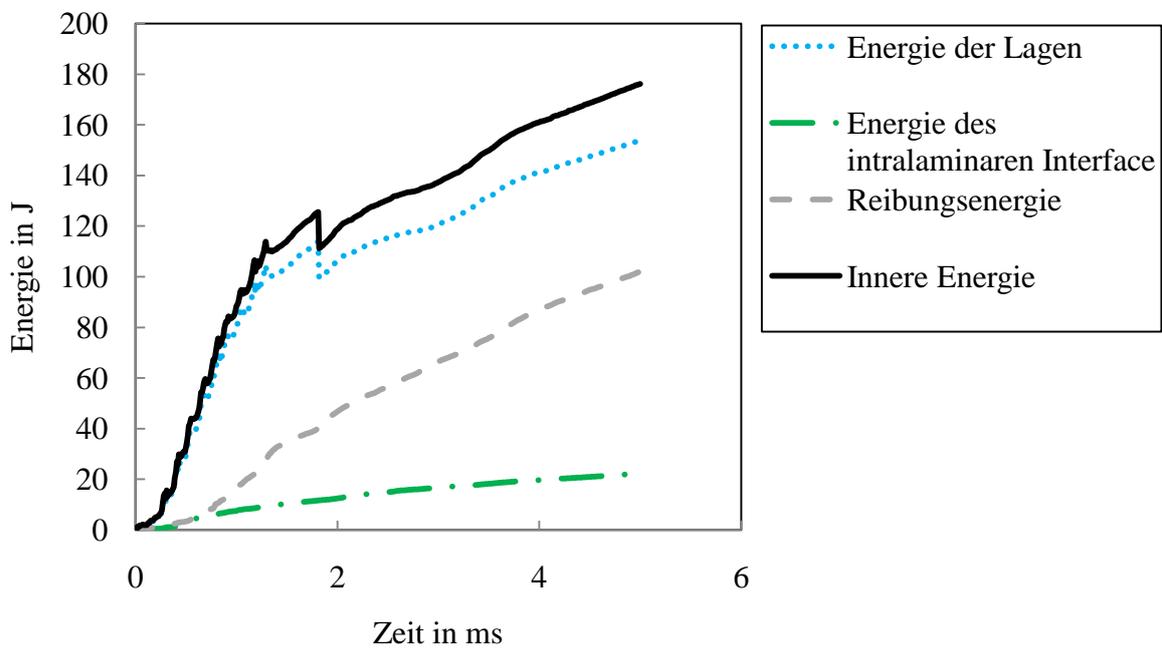


Abbildung 54: Anteile der absorbierten Energie des WP_3D_OA Modells

6 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel dieser Arbeit war es ein nichtlineares Finite Elemente Simulationsmodell zu entwickeln, welches in der Lage ist, das Crash-Verhalten von CFK/Epoxid-Laminaten nachzubilden. Dazu wurden mehrere, aus der Praxis bekannte Materialtests numerisch nachgebildet und anhand der expliziten Finite Elemente Methode berechnet. Bei der Modellbildung der Laminat wurde der "*Stacked Shell Approach*" verwendet, um Versagensmechanismen wie intralaminare Schädigung der Einzellen und interlaminare Schädigung in Form von Delaminationen zu berücksichtigen.

Die Kalibrierung der Einzellen erfolgte anhand von Simulationsmodellen, welche aus nur einem Element bestanden. Mittels dieser Modelle wurde das "*inplane*" Materialverhalten für die möglichen auftretenden Belastungsfälle nachgebildet. Um die Eignung des Materialmodells für komplexere Anwendungen zu überprüfen, wurde ein Zugversuch an einer Lage, welche mit neun Elementen diskretisiert wurde, nachgebildet. Dieser zeigte, dass das gewünschte Materialverhalten in Form einer Lokalisierung der Deformation und Ausbildung eines Risses nachgebildet werden kann. Des Weiteren wurde eine Abhängigkeit der dissipierten Energie von der Größe der Elemente festgestellt.

Zur Kalibrierung der Parameter der Interfaceschichten zwischen den Einzellen, wurden zwei in der Praxis gängige Tests herangezogen. Diese DCB- und ENF-Tests wurden numerisch nachgebildet und die daraus resultierenden Kraft-/Verschiebungsverläufe mit analytisch berechneten Verläufen verglichen. Dabei wurde aufgrund des groben finite Elemente Netzes eine virtuelle Streckung der kohäsiven Zone durchgeführt. Durch diese Variation der Inputparameter konnte eine gute Übereinstimmung bzw. Konvergenz der numerischen Lösung erreicht werden.

In weiterer Folge wurde ein numerischer Crash-Versuch mit einer rechteckförmigen Platte durchgeführt. Dabei wurde ein "*plane strain*" und ein vollständig dreidimensionales Simulationsmodell berechnet. Mit den "*plane strain*" Modellen konnte die Phase der Schädigungsinitiierung des Laminates sowie der Übergang eines instabilen in einen stabilen Versagensmodus nicht erfasst werden. Die spezifische Energieabsorption des stabilen Modus erreichte jedoch zufriedenstellende Werte. Auch wenn das Versagensverhalten mit diesem Modell nicht nachgebildet werden konnte, stellte es auf Grund der vergleichsweise kurzen

Rechendauer ein effizientes Werkzeug dar, um geeignete Parameter für die Kontaktdefinition zu ermitteln.

Anhand der dreidimensionalen Simulationsmodelle war es möglich, das Versagen von Laminaten mit einfachen rechteckförmigen Geometrien nachzubilden. Dabei konnte durch Variation des Energieabsorptionsvermögens der Triggerelemente der kombinierte und der "*Splaying*" Versagensmodus nachgebildet werden. Die Ergebnisse der Simulationen lieferten Werte, welche mit jenen aus der Literatur gut übereinstimmten. In weiterer Folge wäre es sinnvoll, die Ausbildung des kombinierten Versagensmodus bei unterschiedlichen Triggerenergien zu untersuchen. Ebenso wäre es empfehlenswert, Komponententests durchzuführen und das Simulationsmodell anhand der daraus gewonnenen Ergebnisse hinsichtlich des Versagensmodus und der Energieabsorption zu kalibrieren.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass der "Stacked Shell Approach" in der Lage ist, das Crash-Verhalten von gewebeverstärkten CFK/Epoxid Laminaten numerisch abzubilden. Für die weiteren komplexeren Simulationen ist jedoch der Umstieg auf einen Solver zu empfehlen, bei welchem die Energie nicht manuell an die Elementgröße angepasst werden muss.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Beispiel einiger Faseranordnungen [10].....	4
Abbildung 2: Laminat aus unterschiedlich orientierten, unidirektionalen Einzelschichten [10]	5
Abbildung 3: Kraft-/Verschiebungs-Diagramm: (a) Katastrophales Versagen, (b) Progressives Versagen (In Anlehnung an [34])	11
Abbildung 4: Versagensmodi von FVK in einer Einzellage [13]	14
Abbildung 5: Definition der Rissöffnungsarten bei Delamination [21]	15
Abbildung 6: Versagensform des " <i>Transverse Shear</i> " Modus [11]	16
Abbildung 7: Versagensmodus des " <i>Splaying/lamina bending</i> " Modus (In Anlehnung an [11]).....	17
Abbildung 8: Progressives Falten eines FVK Rohres [11].....	18
Abbildung 9: Aufbau des " <i>Stacked Shell Approach</i> " (In Anlehnung an [42])	25
Abbildung 10: Schematische Darstellung eines Gewebematerials (In Anlehnung an [9])	27
Abbildung 11: Linear elastisches Materialverhalten mit anschließender linearer Schädigungsphase (In Anlehnung an [43]).....	30
Abbildung 12: 2D Schädigungsmodell für Zugbelastung [21]	31
Abbildung 13: Schubspannungsverlauf mit isotroper Verfestigung: (a) Schubspannungsverlauf, (b) Verfestigungskurve und Arbeit (In Anlehnung an [7])	33
Abbildung 14: Vergleich Kontinuums Solid (Schwarz) und Kohäsiv-Element (Rot) [44].....	35
Abbildung 15: Bilineares Konstitutivgesetz für (a) Modus I und (b) Modus II/III [24]	36
Abbildung 16: Bilineares mixed-Mode Materialmodell (In Anlehnung an [46])	36
Abbildung 17: Penalty-Methode und Kraft-/Durchdringungskurven von Interface Type 7 [19].....	38
Abbildung 18: "Building Block Approach" für das Simulationsmodell der Crash-Box.....	41
Abbildung 19: Modelle der Single Element Tests: a) Model für Zug- und Druckbelastung in 0°, b) Model für Zug- und Druckbelastung in 90° c) Model für Schubbelastung (1 und 2 entsprechen den Faserrichtungen, v ist die konstante Belastungsgeschwindigkeit) [47]	42
Abbildung 20: SET Kohäsiv-Elemente: (a) Modell für Normalrichtung, (b) Modell für Schubrichtung	45
Abbildung 21: Ausgangskonfiguration des DCB-Tests [49]	45
Abbildung 22: DCB Simulationsmodell mit einer Elementbreite: (Grün) Schalenelemente der Lagen, (Grau) Kohäsiv-Elemente.....	46
Abbildung 23: Konfiguration und Randbedingungen des ENF Simulationsmodells [49]	49
Abbildung 24: Simulationsmodell des ENF Test	50
Abbildung 25: Vorrichtung zum Testen von rechteckförmigen Platten [51]	51

Abbildung 26: " <i>plane strain</i> " Simulationsmodell der rechteckförmigen Platte. Kohäsiv-Elemente sind zur besseren Veranschaulichung ausgeblendet.....	52
Abbildung 27: 3D Simulationsmodell der rechteckförmigen Platte	53
Abbildung 28: Leinwandbindung [9]	54
Abbildung 29: Materialverhalten bei einachsiger Zug und Druckrichtung für 0° und 90° Faserrichtung.....	58
Abbildung 30: Schubspannungsverlauf " <i>Curve fitting</i> "	58
Abbildung 31: Dissipierte Energie eines Elementes mit 1mm Kantenlänge.....	59
Abbildung 32: Zugversuch zur Kontrolle der Abhängigkeit der Energie von der Elementgröße: (a) Modell mit einer Elementlänge von $le = 1mm$, (b) Modell mit einer Elementlänge von $le = 2mm$. (Lokalisierung der Deformation ist farblich markiert.)	60
Abbildung 33: Dissipierte Energie der Zugprobe bei verschiedenen Elementlängen.....	61
Abbildung 34: Test mit neun Elementen: Deformationsbild.....	62
Abbildung 35: σ , ϵ -Verläufe der drei betrachteten Elemente.....	62
Abbildung 36: Gesamte dissipierte Energie des Tests mit neun Elementen	62
Abbildung 37: Bilineare Separationsgesetze für Normal- und Schubrichtung	63
Abbildung 38: Dissipierte Energie in Normal- und Schubrichtung	64
Abbildung 39: Kraft-/Verschiebungskurve des DCB Test: Vergleich zwischen Simulation und analytischer Lösung.....	65
Abbildung 40: Aufgespeicherte Energie des DCB Simulationsmodells	66
Abbildung 41: Kraft-/Verschiebungskurve des ENF-Test: Vergleich zwischen Simulation und analytischer Lösung.....	68
Abbildung 42: Aufgespeicherte Energie des ENF-Simulationsmodells	69
Abbildung 43: Kombiniertes Modus eines gewebeverstärkten Laminates (In Anlehnung an [54])	70
Abbildung 44: Bildung von Fragmenten und Evakuierung aus der Crash-Front: (1) Bildung von Fragmenten in der Laminatmitte, (2) Evakuierung der Fragment und Bruch des rechten Laminatarms, (3) Übergang in den " <i>Splaying</i> " Modus bzw. Bildung von neuen Bruchstücken [54].....	72
Abbildung 45: Benennungsschlüssel für die Simulationsmodelle des Wedged Plate Test.....	72
Abbildung 46: " <i>Splaying</i> " Mode der " <i>plane strain</i> " Simulationsmodelle: (a) WP_PS_OA Modell, (b) WP_PS_MA Modell, (Grün) Einzellagen, (Grau) Kohäsiv-Elemente.....	74
Abbildung 47: Ergebnisse des WP_PS_OA Modells: (a) Kraft-/Verschiebungsverlauf, (b) Anteile der absorbierten Energie.....	74
Abbildung 48: Ergebnisse WP_PS_MA Modells: (a) Kraft-/Verschiebungsverlauf, (b) Anteile der absorbierten Energie.....	75
Abbildung 49: Versagensform des WP_3D_MA Modells. (Grau) Kohäsiv-Elemente, (Grün/Gelb alternierend) Schalenelemente der Einzellagen	76

Abbildung 50: Versagensform des WP_3D_OA Modells. (Grau) Kohäsiv-Elemente, (Grün/Gelb alternierend) Schalenelemente der Einzellagen	77
Abbildung 51: Kraft-/Verschiebungsverlauf des WP_3D_MA Modells	78
Abbildung 52: Kraft-/Verschiebungsverlauf des WP_3D_OA Modells	79
Abbildung 53: Anteile der absorbierten Energie des WP_3D_MA Modells	80
Abbildung 54: Anteile der absorbierten Energie des WP_3D_OA Modells	80

Literaturverzeichnis

- [1] HOHMANN-DENNHARD C., ZETSCHKE D., und WEBER T., "Daimler Nachhaltigkeitsbericht 2012," Daimler AG, Stuttgart, 2012.
- [2] KUREK R., *Karosserie Leichtbau in der Automobilindustrie*. Vogel Business Media GmbH & CO. KG., Würzburg, 2011.
- [3] CHERIF C., *Textile Werkstoffe für den Leichtbau*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2011.
- [4] SCHÜRMAN H., *Konstruieren mit Faserverbunden*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2007.
- [5] FRIEDRICH E. H., *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2013.
- [6] MEYWERK M., *CAE-Methoden in der Fahrzeugtechnik*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2007.
- [7] SPRINGER M., *Nichtlineare Finite Elemente Simulation der Schädigungsmechanismen sowie der Resttragfähigkeit von schlagbeanspruchten Kohlenstofffaser-Epoxidharz-Verbunden*, Diplomarbeit, TU Wien, 2014.
- [8] AVK-Industrievereinigung *Verstärkte Kunststoffe, Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites, 4. Auflage*. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2013.
- [9] SKRNA-JAKL I., *Skriptum Leichtbau mit Faserverbundstrukturen*. Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik, TU Wien, 2014.
- [10] HÖRMANN M., *Nichtlineare Versagensanalyse von Faserverbundstrukturen, Bericht Nr. 39*. Institut für Baustatik der Universität Stuttgart, Stuttgart, 2002.
- [11] CARRUTHERS J., KETTLE A., und ROBINSON A., *Energy absorption capability and crashworthiness of composite material structures: A review*, Applied Mechanics Reviews, 1998, 51. Jg. Nr. 10, S. 635-649.
- [12] GARATTONI F., *Crashworthiness and composite Materials: developement of an experimental test method for the energy absorption determination and implementation of the relative numerical model*, Università di Bologna, Diss., 2011.
- [13] MATHEIS R., KUCKHOFF B., ECKSTEIN L., und GRIES T., *Beitrag zum Fortschritt im Automobilleichtbau durch Entwicklung von Crashabsorbern aus textilverstärkten*

Kunststoffen auf Basis geflochtener Preforms und deren Abbildung in der Simulation,
Forschungsverein Automobiltechnik e.v., Aachen University, S. FAT|246, 2013.

- [14] OBRADOVIC J., BORIA S., und BELINGARDI G., *Lightweight desing and crash analysis of composite frontal impact energy absorbing structures*, Composite Structures, 2012, 94. Jg. Nr. 2, S. 423-430.
- [15] RUST W., *Nichtlineare Finite Elemente Berechnungen*. Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2011.
- [16] NASDALA L., *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik: Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*. Springer Verlag, Wiesbaden, 2015.
- [17] DAXNER T. und RAMMERSTORFER G. F., *Skriptum: Nichtlineare Finite Elemente Methoden*. Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik, TU Wien, 2012.
- [18] RADIOSS, *Radioss Desktop User Guide*. Altair Engineering, Inc. / Troy Michigan, USA, 2014.
- [19] RADIOSS, *Radioss Theory Manual 12.0*. Altair Engineering, Inc. / Troy, Michigan, USA, 2012.
- [20] RADIOSS, *Radioss Reference Guide 13.0*. Altair Engineering, Inc./ Troy Michigan, USA, 2013.
- [21] GROSS D. und SEELIG T., *Bruchmechanik / Mit einer Einführung in die Mikromechanik, 4. Auflage*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2007.
- [22] LAPCZYK I. und HURTADO A. J., *Progressive damage modeling in fibre-reinforced materials*, Composites: Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007, 38. Jg., Nr. 11, S. 2333-2341.
- [23] ANDERSSON M. und LIEDBERG P., *Crash behaviour of composite structures*, Master Thesis, Departement of Applied Mechanics, Chalmers university of technology, 2014.
- [24] TURON A., DAVILA G. C., CAMANHO P. P., und COSTA J., *An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models*, Engineering fracture mechanics, 2007, 74. Jg., Nr. 10, S. 1665-1682.
- [25] KUNA M., *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen / Finite Elemente in der Bruchmechanik, 1. Auflage*. Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2008.
- [26] ALTENDORFER D. und BAARAN J., *Untersuchung Bruchmechanischer Fragestellungen mit CODAC*, IB 131-2007/01, 2007.

- [27] SILVA A. L. M., DE MOURA F. S. F. M., und MORAIS J. L. J., *Numerical analysis of the ENF test for mode II wood fracture*, Composites: Part A: Applied Science and Manufacturing, 2006, 37. Jg., Nr. 9, S. 1334-1344.
- [28] FERABOLI P., et al., *LS-DYNA MAT54 modeling of the axial crushing of a composite tape sinusoidal specimen*, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2011, 42. Jg., Nr. 11, S. 1809-1825.
- [29] ESPINIOSA C., LACHAUD F., LIMIDO J., und LACOME J., *Combining a CDM model and a FE-particle method to analyse the ruin modes of a composite structure during a crash*, European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering, Toulouse,, 2012.
- [30] ISRAR A. H., RIVALLANT S., BOUVET C., und BARRAU J. .-J., *Finite element simulation of 0°/90° CFRP laminated plates subjected to crushing using a free-face-crushing concept*, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2014, 62. Jg., S. 16-25.
- [31] RAMA LISTA E., *Finite Element Simulations of Laminated Composites under Consideration of Nonlinear Ply Material and Delamination*, Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik, TU Wien, Diplomarbeit, 2012.
- [32] KRUEGER R., PARIS L. I., O'BRIEN K. T., und MINGUET J. P., *Comparison of 2D finite element modeling assumptions with results from 3D analysis for composite skin-stiffener debonding*, Composite Structures, 2002, 57. Jg., Nr. 1, S. 161-168.
- [33] FARLEY J. G. und JONES M. R., *Energy-Absorbtion Cabability of Composite Tubes and Beams*, VIRGINIA POLYTECHNIC INST AND STATE UNIV BLACKSBURG, 1989.
- [34] ESHKOOR A. R., et al., *Comparative research on the crashworthiness characteristics of woven natural silk/epoxy composite tubes*, Materials & Design, 2013, 47. Jg., S. 248-257.
- [35] BUSSADORI P., SCHUFFENHAUER K., und SCATTINA A., *Modelling of CFRP crushing structures in explicit crash analysis*, Composites: Part B: Engineering, 2014, 60. Jg., S. 725-735.
- [36] CALISKAN G. A., *Axial & lateral impact prediction of composite structures using explicit finite element analysis*, ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition, IMECE2001-32922, 2002.
- [37] MANG A. H. und HOFSTETTER G., *Festigkeitslehre, 4. Auflage*. Springer Vieweg, Berlin Heidelberg, 2013.
- [38] GROTH C. (Abruf: 06.04.2016) CADFEM GmbH, ecocaet, Grafing bei München,

http://www.cae-wiki.info/wikiplus/index.php/Explizit-implizit_anschaulich.

- [39] RADIOSS, *RADIOSS Theory Manual 11*. Altair Engineering, Inc. Troy Michigan, USA, 2011.
- [40] Autodesk Inc. (Abruf: 06.04.2016)
<http://help.autodesk.com/view/ACMPAN/2016/DEU/?guid=GUID-06CCE638-3684-4B98-9C7C-EC8C532BBED8>
- [41] MAHEO L., GROLLEAU V., und RIO G., *Numerical damping of spurious oscillations: a comparison between the bulk viscosity method and the explicit dissipative Tchamwa-Wielgosz scheme*, *Comput Mech* 51, S. 109-128, 2013.
- [42] SCHWAB M., TODT M., und PETTERMANN E. H., *Simulation of the intermediate velocity Impact behaviour of woven composite laminates applying progressive damage models for plies and interfaces*, Institute of Lightweight Design and Structural Biomechanics, Vienna University of Technology, 2015.
- [43] IANNUCCI L. und WILLOWS L. M., *An energy based damage mechanics approach to modelling impact onto woven composite materials-Part I: Numerical models*, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2006, 37. Jg., Nr. 11, S. 2041-2056.
- [44] LinkedIn. Corporation, (Abruf: 06.04.2016), de.slideshare.net/AltairHTC/connection-elements-for-joint-representation
- [45] ALFANO G. und Criesfield A. M., *On the influence of the shape of the interface law on the application of cohesive-zone models*, *Composite Science and Technology*, 2006, 66. Jg., Nr. 6, S. 723-730.
- [46] HARPER W. P. und HALLETT R. S., *Cohesive zone length in numerical simulations of composite delamination*, *Engineering Fracture Mechanics*, 2008, 75. Jg., Nr. 16, S. 4774-4792.
- [47] SCHWEIZERHOF K., WEIMAR K., MÜNZ T., und ROTTNER T., *Crashworthiness Analysis with Enhanced Composite Material Models in LS-DYNA-Merits and Limits*, In: *LS-DYNA World Conference*, Detroit, MI. 1998.
- [48] SCHMIDT P. A., *Faserverbundwerkstoffe im Automobilbau: Methodischer Ansatz zur Analyse von Schäden*, Dissertation, Stuttgart, 2012.
- [49] DAVILA G. C. und ROSE A. C., *Guidelines and Parameter Selection for the Simulation of Progressive Delamination*, in , NASA Langley Research Center, 2008.
- [50] KÖNIG M., KRÜGER R., KOHLER E., KURZ M., und RUCKSTUHL T., *Analytical and numerical analysis of a specimen containing a delamination cause by a ply cut*,

- [51] SAVONA C. S. und HOGG J. P., *Investigation of plate geometry on the crushing of flat composite plates*, Composite Science and Technology, 2006, 66. Jg., Nr. 11, S. 1639-1650, 2006.
- [52] BAŽANT Z. und OH B., *Crack band theory for fracture of concrete*, Materials and Structures, 1983, 16. Jg., Nr. 3, S. 155-177.
- [53] MAMALIS G. A., et al., *Crashworthy capability of composite material structures*, Composite structures, 1997, 37. Jg., Nr. 2, S. 109-134.
- [54] GUILLON D., et al., *Intitiation and propagation mechanisms of progressive crushing in carbon-epoxy laminated plates*, 2008.