

FAT 246



Beitrag zum Fortschritt im
Automobilleichtbau durch die
Entwicklung von Crashabsorbern
aus textilverstärkten Kunststoffen
auf Basis geflochtener Preforms
und deren Abbildung in der
Simulation



**Beitrag zum Fortschritt im Automobilleichtbau
durch die Entwicklung von Crashabsorbern
aus textilverstärkten Kunststoffen auf Basis
geflechtener Preforms und deren Abbildung in
der Simulation
(Geflochtene FVK-Crashabsorber)**

Dipl.-Ing. Ralf Matheis

Wissenschaftlicher Mitarbeiter
Institut für Kraftfahrzeuge (ika)
RWTH Aachen University

Dipl.-Ing. Britta Kuckhoff

Wissenschaftliche Mitarbeiterin
Institut für Textiltechnik (ITA)
der RWTH Aachen University

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Lutz Eckstein

Institutsleiter
Institut für Kraftfahrzeuge (ika)
RWTH Aachen University

**Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt. Ing.
Thomas Gries**

Institutsleiter
Institut für Textiltechnik (ITA)
der RWTH Aachen University

Das Forschungsprojekt wurde mit Mitteln der Forschungsvereinigung Automobiltechnik e. V. (FAT) gefördert.

Inhalt

1	Vorwort.....	6
2	Einleitung.....	7
2.1	Projektziel.....	7
2.2	Methodische Vorgehensweise	8
3	Stand der Technik	9
3.1	Crashmanagement-Systeme	9
3.2	Automobile Anwendungen von FVK	11
3.3	Flechttechnologie	12
3.4	Simulation.....	13
4	Bauteilherstellung	14
4.1	Flechtverfahren.....	14
4.1.1	Anzahl der Flecht- und Stehfäden	17
4.1.2	Spulen.....	22
4.1.3	Fadenspannung	23
4.1.4	Roboter-Programmierung.....	24
4.2	Herstellung der Rohrkörper.....	25
4.2.1	Flechten der Prüfkörper mit 30° Flechtwinkel	27
4.2.2	Tränken und Zuschnitt der Rohrproben	28
4.2.3	Bewertung der Prüflinge.....	29
4.3	Herstellung von Flachproben	30
4.3.1	Flechten der Flachproben	30
4.3.2	Herstellung der Probenplatten und Zuschnitt der Zugproben.....	30
5	Materialprüfung.....	34
5.1	Zugversuch nach DIN EN ISO 527-4	34
5.1.1	Versuchsaufbau und -durchführung	35
5.1.2	Versuchsergebnisse des Zugversuches.....	36
5.2	Fallturmversuch	38
5.3	Versuchsaufbau und -durchführung.....	38

5.4	Versuchsauswertung und Ergebnisvergleich	42
6	Simulation.....	50
6.1	Auswahl geeigneter Materialmodelle	51
6.2	Laminataufbau im Finite-Elemente-Modell.....	56
6.2.1	Stacked-Shell-Methode	57
6.2.2	Aufteilung einer Geflechtlage in UD-Anteile.....	57
6.3	Brucharten und Versagenskriterien.....	59
6.4	Formulierung von Kontakt-Definitionen.....	61
6.4.1	Double-Cantilever-Beam-Test.....	64
6.4.2	Reibung.....	66
6.5	Aufbau der Simulationsmodelle	67
6.5.1	Modellierung und Simulation des Zugversuches	67
6.5.2	Fallturmversuch.....	69
6.5.2.1	Modellierung der Crashabsorber	69
6.5.2.2	Randbedingungen zur Simulation des Fallturmversuches.....	71
6.5.2.3	Schichtaufbau	72
6.6	Einflüsse auf die Simulationsergebnisse.....	73
6.7	Erarbeitung von geeigneten Modellparametern	74
6.7.1	Erstellung einer für die Validierung geeigneten Basisstruktur	74
6.7.2	Adaptive Response Surface Method	79
6.7.3	Einfluss der Triggerzonenlänge.....	82
6.7.4	Manuelle Optimierung der Parameterwerte	83
6.7.5	Optimierung der Reibung	84
6.8	Validierung des Crashabsorber-Modells mit 45° FW / 0 % SF	86
6.9	Übertragbarkeit der Materialkarten auf Modelle mit anderen Wandstärken.....	89
6.10	Validierung der einzelnen Geflechtvarianten.....	90
6.10.1	Validierung des Crashabsorber-Modells 45°FW / 20 % SF	90
6.10.2	Validierung des Crashabsorber-Modells mit 45° FW / 50 % SF	93
6.10.3	Validierung des Crashabsorber-Modells mit 30° FW / 0 % SF	97
6.10.4	Validierung des Crashabsorber-Modells mit 30° FW / 20 % SF	99
6.10.5	Validierung des Crashabsorber-Modells mit 30° FW / 50 % SF	100

6.10.6	Validierung des Crashabsorber-Modells mit 60° FW / 20 % SF	103
6.10.7	Validierung des Crashabsorber-Modells mit 60° FW / 50 % SF	104
6.10.8	Grenzen der Übertragbarkeit	106
7	Auslegungstool für Crashabsorber aus Faserverbundwerkstoff	108
7.1	Aufbau	108
7.2	Funktionen des Auslegungstools	110
7.2.1	Vorauslegung	110
7.2.1.1	Bedienung	110
7.2.1.2	Approximation der Parameter	113
7.2.2	Versuchsergebnisse anzeigen	117
7.2.3	Datenbank erweitern	118
8	Zusammenfassung	121
9	Formelzeichen und Indizes	124
10	Literatur	129
11	Anhang	137
11.1	Geflechtstrukturen	137
11.2	Rohrproben	139
11.3	Zugversuchsergebnisse	142
11.4	Fallturmversuchs-Ergebnisse	146
11.5	LS-Dyna-Karten	151

1 Vorwort

Die im Folgenden vorgestellten Inhalte sind Ergebnisse des Forschungsprojektes „Beitrag zum Fortschritt im Automobilleichtbau durch Entwicklung von Crashabsorbern aus textilverstärkten Kunststoffen auf Basis geflochtener Preforms und deren Abbildung in der Simulation“ der Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT).

Die Ergebnisse wurden in der Projektlaufzeit von Juni 2009 bis Dezember 2010 durch die beteiligten Forschungspartner Institut für Kraftfahrzeuge (ika) RWTH Aachen University und Institut für Textiltechnik der RWTH Aachen (ITA) erarbeitet. Ein ausdrücklicher Dank geht an die Mitglieder des Arbeitskreises 17 (Leichtbau) der FAT, die durch ihre fachliche Unterstützung zum Erfolg dieses Projektes beigetragen haben.

2 Einleitung

Der Einsatz von Strukturbauteilen aus faserverstärktem Kunststoff (FVK) gewinnt für den Automobilbau vor dem Hintergrund steigender Energiekosten und Umweltauflagen zunehmend an Bedeutung. Bisher verhinderte der Mangel an wirtschaftlichen Fertigungstechnologien für die Großserie die breite Verwendung von FVK in Automobilanwendungen. Dabei gibt es viele mögliche Einsatzbereiche für diesen Werkstoff in Kraftfahrzeugen. Ein Beispiel, bei dem nicht allein das geringe Gewicht von FVK von Vorteil ist, sondern zusätzlich das im Vergleich zur Metallbauweise überlegene Energieabsorptionsverhalten genutzt werden kann, sind Crashabsorber. In mehreren Grundlagenuntersuchungen der letzten Jahre haben sich aufgrund ihres überdurchschnittlichen Energieabsorptionsverhaltens insbesondere geflochtene Strukturen als vielversprechende Basis für FVK-Crashabsorber gezeigt. Zudem hat die Entwicklung von großserientauglichen Fertigungsverfahren für FVK-Bauteile insbesondere in der Flechttechnologie in den letzten Jahren große Fortschritte gemacht.

2.1 Projektziel

Das hier beschriebene Forschungsprojekt hat das Ziel, das Energieabsorptionsverhalten von Crashabsorbern auf Basis geflochtener Preforms zu beschreiben. Dabei nimmt es den Charakter eines Grundlagenprojektes zur Erarbeitung der im Folgenden beschriebenen Arbeitsschritte ein.

Das Energieabsorptionsvermögen geflochtener FVK-Strukturen wird anhand grundlegender Prüfkörpergeometrien zunächst analytisch ermittelt. Dabei werden je drei Variationen der Fadenarchitektur in Bezug auf die Flechtparameter „Axialfadenanteil“ und „Flechtfadewinkel“ vorgenommen. Zur Beschreibung des Energieabsorptionsverhaltens mit dem Ziel der späteren Auslegung von Bauteilen werden die Crashabsorber in der Finite-Elemente-Simulation abgebildet. Die Eingangswerte werden in vorhandene Materialmodelle des Solvers LS-Dyna implementiert und im Anschluss, anhand der Prüfreihe, validiert. Die in Versuch und Simulation ermittelten Erkenntnisse werden in einem empirischen Auslegungswerkzeug zusammengefasst, das eine Vorauslegung von Crashabsorbern der beschriebenen Struktur ermöglicht.

Ziel ist es, im Rahmen des Grundlagenprojektes einen Beweis der Methodik zu erbringen sowie ein einfaches Materialmodell zur simulativen Abbildung zu erstellen. Das Forschungsvorhaben wird durch zwei Forschungsinstitute bearbeitet. Das ITA bearbeitet die Auslegung und Herstellung der Strukturen aus geflochtenen Preforms sowie quasistatische Prüfungen, das ika die dynamischen Bauteiltests und die Simulation. Die Bewertung der Ergebnisse und der Aufbau des Auslegungswerkzeuges erfolgt ebenfalls durch das ika.

2.2 Methodische Vorgehensweise

Entsprechend des Projektantrags ergeben sich folgenden Arbeitspunkte:

AP 1: Charakterisierung des Energieabsorptions-Verhaltens

Unter Variation geometrischer, textiltechnischer und auf die Belastungsart bezogener Parameter werden geflochtene Hohlprofile mit den Abmessungen eines Typschadenelementes (\varnothing ca. 80 mm, Länge ca. 350 mm), jedoch vereinfachter Geometrie hergestellt und auf einem Fallturmprüfstand getestet.

AP 2: Abbildung der FVK-Strukturen in der FE-Simulation

In diesem Arbeitspunkt werden auf Basis vorhandener Modellierungs- bzw. Berechnungsansätze Auslegungsmethoden für geflochtene Energieabsorber erarbeitet, die in den Finite-Elemente-Codes LS-Dyna anwendbar sind. Die experimentelle Grundlage dafür bilden Fallturmtests aus dem Versuchsprogramm des ersten Arbeitspunktes. Besondere Bedeutung kommt der Abbildung des Werkstoffversagens zu.

AP 3: Entwicklung eines Auslegungstools

Die Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt in der ersten Projektphase in Form eines Excel-Tools. Ziel ist es, eine Vorauslegung von geflochtenen FVK-Bauteilen auf Basis einer statistischen Auswertung der Ergebnisse zu ermöglichen. Durch das Auslegungstool lassen sich bei einem späteren Einsatz entsprechender Strukturen Aufwände für die Vorauslegung sparen, indem eine Simulation und Optimierung bereits mit geeigneten Startwerten erfolgen kann.

3 Stand der Technik

Zur Herausstellung des Forschungsansatzes wird zunächst die bei der Bearbeitung des Projektes maßgebliche Ausgangslage sowohl bezüglich der hier adressierten Crashmanagement-Systeme und der Verbreitung von FVK-Komponenten im Automobil, als auch der eingesetzten technischen Verfahren des Flechtens und der FEM-Simulation erläutert.

3.1 Crashmanagement-Systeme

Die Hauptanforderungen an Energieabsorptionselemente im Vorderwagen werden aus unterschiedlichen Crashtests, bei denen zwischen gesetzlich vorgeschriebenen Versuchen und Verbraucherschutztests unterschieden wird, abgeleitet. Als gesetzliche Tests sind Pendelversuche gemäß ECE-R42 vorgeschrieben, mit denen bei vergleichsweise geringer Aufprallgeschwindigkeit von 4 km/h die Integrität sicherheitsrelevanter Fahrzeugsysteme überprüft wird. Bei derartigen Versuchen werden die in der Regel zur Energieabsorption eingesetzten metallischen Crashboxen üblicherweise kaum belastet. Bei den sogenannten Crashreparaturtests (CRT), bei denen die Reparaturschäden bei Bagatellunfällen geprüft werden, besteht die Aufgabe der Crashelemente hingegen darin, die kinetische Energie vollständig zu absorbieren, damit die dahinterliegende Längsträgerstruktur unbeschädigt bleibt und die Reparaturkosten somit gering gehalten werden können. Das bekannteste Beispiel für den deutschen Markt und ein entscheidendes Auslegungskriterium der Vorderwagenentwicklung stellt das Testverfahren des „Allianz Zentrum für Technik“ (AZT) dar. Das Verfahren besteht aus einer Kollision mit 15 km/h Fahrzeuggeschwindigkeit gegen eine unter 10° angestellte, starre Barriere. Dabei werden die Crashelemente neben der axialen Stauchung zur Wandlung der Energie auch mit Querkraften beaufschlagt. Bei dem neueren Testverfahren des „Insurance Institute for Highway Safety“ (IIHS) findet ein Anprall gegen ein fixiertes Stoßfängerersatzsystem, die sogenannte RCAR-Barriere, statt, bei dem das Über- bzw. Unterfahren und die damit verbundene Einleitung von Vertikalkräften in das Stoßfängersystem geprüft wird (siehe Abb. 3-1).

Überdeckung	40%	100%	Skizze	
Aufprallwinkel	10°	0°		
Aufprallgeschwindigkeit	15 ⁺¹ km/h	10 km/h		
Fahrzeugmasse	$m_{\text{leer}} + 75 \text{ kg}$	$m_{\text{leer}} + 87,6 \text{ kg}$		
Barrierehöhe*	-	457 mm		
m_{leer} : Leergewicht des Fahrzeugs * : zwischen Boden und Unterkante der Barriervorderseite				

Abb. 3-1: Testverfahren nach AZT (links) und IIHS (rechts) [AZT04, RCA10]

Bei der Auslegung von Crashelementen wird eine möglichst hohe spezifische Energieaufnahme durch ein möglichst leichtes Bauteil gefordert. Daneben stellt das im Vorderwagen begrenzte Package eine Anforderung an die Crashelemente dar. So soll die Crashenergie auf möglichst kurzem Deformationsweg abgebaut werden. Da zudem die zulässigen Deformationskräfte der Crashboxen von denen der Längsträger begrenzt sind, wird ein rechteckförmiger Kraft-Weg-Verlauf angestrebt. Zur Bewertung wird als Kennwert der Wirkungsgrad als Quotient der tatsächlich von einem Crashelement absorbierten Energie und der vom Deformationsweg und der Maximalkraft festgelegten, also im Idealfall aufnehmbaren Energie, berechnet. Herkömmliche Crashelemente aus Stahl oder Aluminium, basierend auf dem Deformationsprozess des Faltenbeulens, erreichen aufgrund des stark schwankenden Kraftverlaufes Wirkungsgrade in einer Größenordnung von 40-50 %. Mit Energieabsorbieren aus Faserverbundwerkstoffen mit ihrem über weite Strecken auf einem gleichmäßigen Energieniveau ablaufenden Deformationsverhalten können hingegen Werte von 80 % erreicht werden [FRI03].

In der Praxis finden sich unterschiedliche Bauformen von Crashabsorbieren, die sich in Bauform und Versagensmechanismen unterscheiden. Die Kraft-Weg-Verläufe unterschiedlich gestalteter Energieabsorptionselemente sind in Abb. 3-2 dargestellt. Es ist erkennbar, dass vor allem Stülprohr und Stauchrohr ein konstantes Kraftniveau ermöglichen. Somit lässt sich für derartige Bauteile ein großes Potenzial für einen hohen Wirkungsgrad bei gleichzeitig hoher spezifischer Energieaufnahme erkennen.

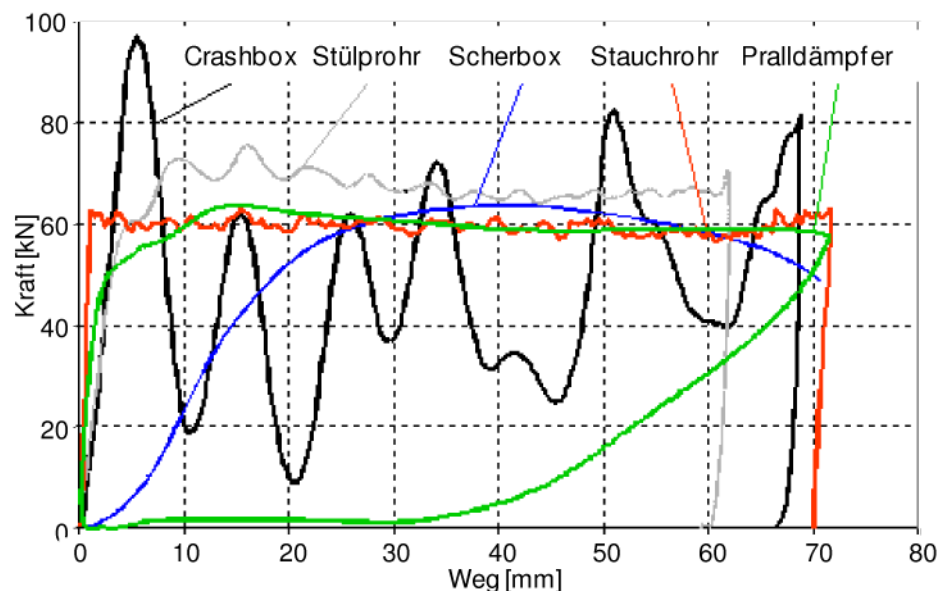


Abb. 3-2: Kraft-Weg-Verläufe unterschiedlicher Crashabsorber [FRI03]

Rohrförmige FVK-Crashabsorber wurden bereits in einer Reihe von Forschungsarbeiten untersucht [DEH01, GRE08, JOH96, REC96, HUF03, BRI06, BRO02, ZEN05]. In den meisten dieser Arbeiten kommt als Matrixwerkstoff ein duroplastisches Material zum Einsatz. Bei den textilen Strukturen handelt es sich in vielen Fällen um Gewebe aus Glasfasern

[DEH99, TÖR02]. Geflochtene Strukturen weisen neben der Serienfähigkeit für kleinere Stückzahlen und einer großen Gestaltungsfreiheit in Bezug auf den Lagenaufbau und die Fadenorientierungen im Vergleich zu anderen textilen Verstärkungsstrukturen die höchste spezifische Energieabsorption aller FVK-Profile auf [STÜ04]. Daher sind einige Untersuchungen zum Versagensverhalten und zur Energieabsorption von geflochtenen FVK-Crashabsorbieren zu finden [FOU07, GRE08, PIC06, BOT98, BRO02, HAM01, XIA09, MCG07, BER04]. Als Fasermaterial kommen in den Untersuchungen Glas, Kohlenstoff und Aramid zum Einsatz. Als Matrixwerkstoff finden Vinylester, Epoxidharz und thermoplastische Materialien Verwendung. In den Arbeiten von Brown und Zimmermann wurde das Energieabsorptionsverhalten von rohrförmigen Crashabsorbieren unter Verwendung geflochtener Halbzeuge in Abhängigkeit der Textilstruktur analysiert [BRO02]. Diese Untersuchungen bilden die Grundlage für die Auswahl an Parametervariationen der in diesem Projekt angestrebten Untersuchungen. Dort wurden durch die Verwendung vorgefertigter textiler Halbzeuge allerdings die vielfältigen Gestaltungsmöglichkeiten, die der Umflechtprozess bietet, nicht berücksichtigt. Zudem wurde eine andere Materialkombination verwendet. Bei den von Brown und Zimmermann gewählten Versuchsparametern wurde nicht auf die Entwicklung von Materialmodellen für FE-Simulationen eingegangen.

3.2 Automobile Anwendungen von FVK

FVK bieten im Vergleich zur industriellen Verwendung metallischer Werkstoffe viele Vorteile. Je nach Wahl des Fasertyps, der Faserorientierung, der Halbzeugform, des Harzes, der Geometrie sowie der Prüf- und Einsatzbedingungen lassen sich Bauteile mit unterschiedlichen Eigenschaften herstellen. Dabei weisen strukturelle Komponenten aus FVK eine Energieabsorptionscharakteristik auf, die diese besonders geeignet für Crashbelastung erscheinen lässt. Neben einem hohen spezifischen Energieabsorptionsgrad weisen FVK bei einem Aufprall eine annähernd konstante Deformationskraft auf (Abb. 3-3).

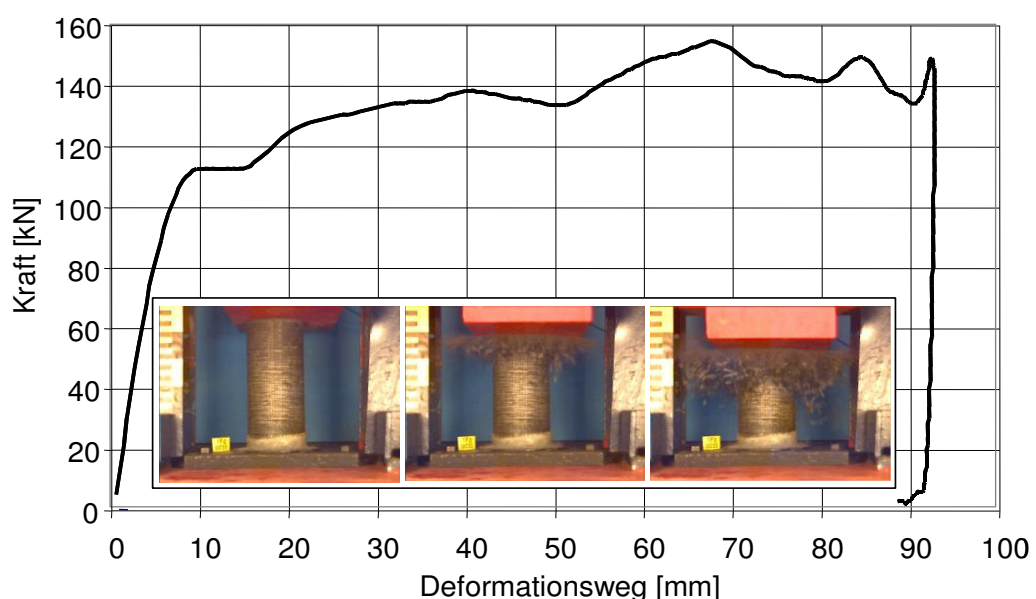


Abb. 3-3: Kraft-Weg-Verlauf eines Energie-Absorptionselementes aus FVK

FVK werden zurzeit bereits in der automobilen Serienfertigung eingesetzt. Hier werden vor allem Glas- und Kohlenstofffasern als Verstärkungsmaterialien verwendet. Aufgrund ihres geringeren Materialpreises haben durch Glasfasern verstärkte Kunststoffe (GFK) eine größere Marktdurchdringung erfahren.

GFK werden bereits in Form von Blattfedern in dem Großserienfahrzeug VW Crafter verbaut [FRA07]. Carbonfaserverstärkte Kunststoffe (CFK) besitzen zwar ein größeres Potenzial zur Gewichtsreduzierung, führen jedoch momentan in der Serienfertigung zu sehr hohen Bauteilkosten, so dass diese nur in hochpreisigen Fahrzeugen mit geringen Stückzahlen Verwendung gefunden haben (z. B. hinterer Kotflügel des Audi R8 Spyder [KAP10], Seitenstruktur des Aston Martin Rapide [MIN10]). Weitere Beispiele finden sich in der Luftfahrt. Bereits 1975 waren 3 % des Strukturgewichts des Airbus A300 aus faserverstärkten Bauteilen produziert. Im aktuellen Airbus A380 bestehen 22 % und bei dem sich in der Entwicklung befindlichen Airbus A350XB sogar über 50 % des Strukturgewichts aus CFK-Bauteilen. Die zukünftig hohen Ausbringungsmengen in diesem Sektor führen zwangsläufig zu einer Automatisierung der Fertigungsprozesse, die damit auch für andere Bereiche anwendbar sein werden [HER07].

Jedoch verhindern nicht ausschließlich die hohen Materialkosten den Großserieneinsatz in vielen Anwendungen (u. a. Automobil). Die Herausforderung liegt heute hauptsächlich in der Entwicklung wirtschaftlicher, großserienfähiger Preformingprozesse, welche eine automatisierte, robotergesteuerte Verarbeitung der spröden Kohlenstofffaser zu endkonturnahen, textilen Verstärkungsstrukturen ermöglichen.

Neben den vergleichsweise hohen Fertigungs- und Materialkosten von Bauteilen aus FVK bedingt auch der Mangel an Auslegungs- und Simulationssoftware den fehlenden Durchbruch dieser Werkstoffgruppe in Großserienanwendungen. Der heutige Entwicklungsprozess erfordert die numerische Abbildung der einzusetzenden Materialien zu einem sehr frühen Zeitpunkt. Stehen zu diesem keine geeigneten Materialmodelle zur Verfügung, ist dies überwiegend als Ausschlusskriterium zu werten.

3.3 Flechttechnologie

Ein fortschrittliches Verfahren zur automatisierten Herstellung schlanker textiler Preforms für FVK-Anwendungen ist das Umflechtverfahren. Mit moderner Maschinenteknik hat dieses Verfahren sein Potenzial zum Einsatz als Fertigungsverfahren für Serienbauteile bereits bewiesen (z. B. Stoßfänger-Querträger des BMW M6). Beim Umflechtverfahren wird ein geflochtener Schlauch mit vororientierten Fasergarnen auf einem endkonturnahen Kern abgelegt. Der Kern kann dabei von einem Roboter geführt werden, was die Integration in eine automatisierte Fertigungszelle ermöglicht. Die Fertigungszeiten für ein Bauteil liegen hierbei je nach Komplexität und Größe unterhalb von zehn Minuten. Der Preform wird anschließend in einem Harzinjektionsprozess mit einem reaktiven Harzsystem getränkt und konsolidiert [KÜM06]. Unter Nutzung des Umflechtverfahrens als Fertigungstechnologie zur automatisierten Herstellung endkonturnaher textiler Verstärkungsstrukturen (textiler

Preforms) können die notwendigen Taktzeiten im Bereich weniger Minuten realisiert werden [STA05, KÜM06]. Insbesondere bei der Betrachtung einfacher Geometrien hat die moderne Umflechttechnologie das Potenzial, zu einer Herstellung von sechsstelligen Stückzahlen pro Jahr genutzt zu werden. Geflochtene Strukturen weisen neben der Serienfähigkeit und einer großen Gestaltungsfreiheit in Bezug auf den Lagenaufbau und die Fadenorientierungen die höchste spezifische Energieabsorption unter allen textilen Strukturen auf [STÜ04].

3.4 Simulation

Im automobilen Entwicklungsprozess stellt die numerische Simulation von Bauteilen mit Hilfe der FEM ein wichtiges Bindeglied zwischen Werkstoff und Produktion dar. Simulationen werden mit dem Ziel eingesetzt eine optimierte sowie gleichzeitig kostengünstige und wirtschaftliche Bauteilauslegung zu erreichen. Zudem reduziert diese Art der Berechnung die Anzahl meist teurer Prototypen in allen Phasen des Produktentwicklungsprozesses. Somit ist die Möglichkeit der simulativen Abbildung bei der Entwicklung heutiger Fahrzeuge eine unabdingbare Voraussetzung für den Einsatz eines Werkstoffes. Für die Berechnung dynamischer Kurzzeitbelastung, wie diese im Crash vorliegt, kommt dabei die sehr komplexe explizite FEM zum Einsatz.

Die Berechnung der klassischen Karosseriewerkstoffe Stahl und Aluminium ist heutzutage mit guter Genauigkeit und geringem Modellierungsaufwand durchführbar. Dabei gibt es für die Erstellung der benötigten Materialmodelle einfache, leicht reproduzierbare Testverfahren. Lediglich Effekte hoher Umformgrade oder das spröde Verhalten einzelner Gusslegierungen stellen hier eine Unschärfe dar, die mittlerweile durch erhöhten Modellierungsaufwand behoben bzw. in vielen Anwendungen vernachlässigt werden kann. Dem gegenüber stellt die Simulation von FVK-Bauteilen aufgrund des komplizierten Versagensverhaltens, vielfältiger Auslegungsmöglichkeiten und zahlreicher Einflussparameter einen Bereich der FEM-Simulation dar, der noch starker Grundlagenforschung unterliegt [NOH04, BIS04, BRI06, WAC04, XIA09, HOL07, CLI10, MCG07, BER04, NAG10, GRE08]. Das stark anisotrope Verhalten sowie die Abbildung des Versagensverhaltens der Faser und der Matrix bedeutet bei Crashbeanspruchung eine besondere Herausforderung sowohl für die Auswahl des Materialmodells bzw. die Eingabe der Daten in dieses als auch für die Bauteilmodellierung [MAI07]. Die bei realen Proben auftretenden Versagensmechanismen wie Faser-Matrix-Bruch und Delamination sind in der Berechnung allenfalls in der Mikromechanik, jedoch keinesfalls in der Makromechanik abbildbar. Deshalb müssen diese Mechanismen durch geeignete Ersatzbeschreibungen für das Versagen berücksichtigt werden.

Die gängigen Solver der expliziten FEM (Abaqus, LS-Dyna, PamCrash und Radioss) stellen dem Benutzer jeweils spezielle Materialmodelle für die Modellierung von FVK zur Verfügung. Im Rahmen dieses Projektes wird auf die Software LS-Dyna der Livermore Software Technology Coporation (LSTC) zurückgegriffen, da diese sowohl in der Automobilindustrie, als auch darüber hinaus große Verbreitung gefunden hat und eine Vielzahl geeigneter Modellierungsansätze zur Abbildung von FVK bietet [SCH07].

4 Bauteilherstellung

Als Prüfkörper werden an der Radialflechtmaschine RF 1/144 – 100 des ITA Kohlefaserrohre hergestellt. Jedes Rohr hat einen Innendurchmesser von 76 mm und eine Länge von 300 mm. Es werden Preforms mit 30°, 45° und 60° Flechtwinkel (FW) sowie jeweils einem Stehfadenanteil (SF) von 0 %, 20 % bzw. 50 % geflochten (siehe Abb. 4-1). So entstehen neun verschiedene Geflechtvarianten, von denen je fünf Prüfkörper mit jeweils sechs Geflechtlagen hergestellt werden. Als Fasermaterial wird HTS 40 F13 mit 12000 Filamenten der Toho Tenax Europe GmbH, Wuppertal eingesetzt. Als Trennmittel wird Frekote 700-NC auf die Rohre aufgetragen.

Flechtwinkel	+/- 30°	+/- 45°	+/- 60°
Axialfadenanteil	0 %	20 %	50 %

Abb. 4-1: Geprüfte Parameter

4.1 Flechtverfahren

Beim Umflechten werden zwei Fadensysteme auf gegenläufigen, sinusförmigen Kreisbahnen geführt, wobei sich die Flechtfäden wechselweise nach vorgegebenem Muster verflechten. Dadurch entsteht ein schlauchförmiges Geflecht. Zusätzlich können über dem ganzen Umfang der Flechtmaschine von außen an jeder beliebigen Stelle Stehfäden (auch Axial- oder 0°-Fäden genannt) dem Geflecht hinzugefügt werden. Somit erhält man eine triaxiale Struktur, in der die Stehfäden gestreckt und die Flechtfäden onduliert vorliegen (Abb. 4-2).

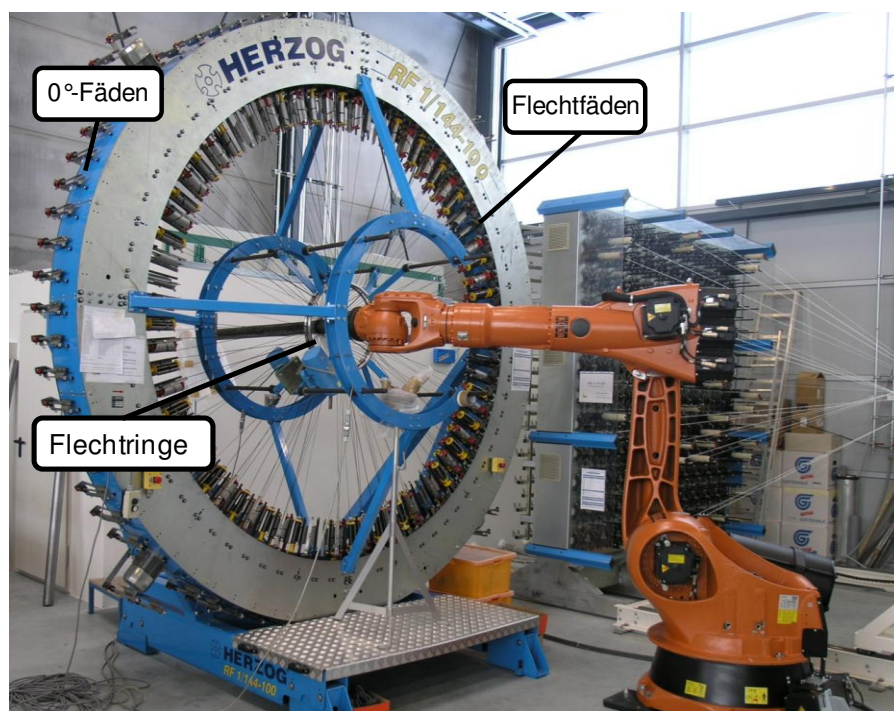


Abb. 4-2: Radialflechtmaschine mit Roboterführung des ITA

Die Fadenspannung der Fäden kann mit Spiralfedern für jeden Fadenspeicher (Klöppel) eingestellt werden. Je nach Faser- und Kernmaterial wird die Fadenspannung ausgewählt. Eine höhere Fadenspannung führt zu einer höheren Fadenspannung und einem kompakteren Geflecht. Die Bewegungsbahnen der Klöppel gibt Abb. 4-3 wieder.



Abb. 4-3: Bewegungsbahnen der Klöppel

Das Geflecht wird während seiner Entstehung über einen Flechtring auf einem Kern abgelegt. Der Abzug des Geflechts erfolgt über die Kernbewegung durch einen Sechsen-Achsen-Roboter. Somit lässt sich ein komplexer Bewegungsablauf realisieren.

Durch mehrfaches Hinein- und Herausfahren des Kerns durch den Flechtring können mehrere Lagen übereinander abgelegt werden. Dabei kann der Flechtwinkel zwischen den Flechtfäden sowohl innerhalb einer Lage als auch für jede einzelne Lage variieren. Als Flechtwinkel wird dabei der Winkel bezeichnet, der sich zwischen Längsachse des Geflechts und dem Flechtfaden ausbildet (Abb. 4-4). Dieser Winkel beträgt auf einer typischen Flechtmaschine zwischen 20° und 70° . Ferner ist es möglich eine 0° -Lage auf dem Kern zu ziehen. Dabei steht die Flechtmaschine still und lediglich der Kern wird verfahren. Zusätzlich lassen sich Anfangs-, End- und jeder weitere Punkt, an dem sich der Flechtwinkel innerhalb der Lage ändern soll, definieren.

Als Fadenmaterial werden zur Herstellung textiler Preforms für FVK-Bauteile Rovings aus Kohlenstoff-Hochleistungsfasern des Typs HTS40 der Firma Toho Tenax Europe GmbH verwendet (siehe Abb. 4-5). Die Herstellung von geflochtenen Hybridstrukturen ist möglich, indem die Fadenspeicher der Flechtmaschine mit unterschiedlichem Fadenmaterial bestückt werden oder Hybridgarne eingesetzt werden.

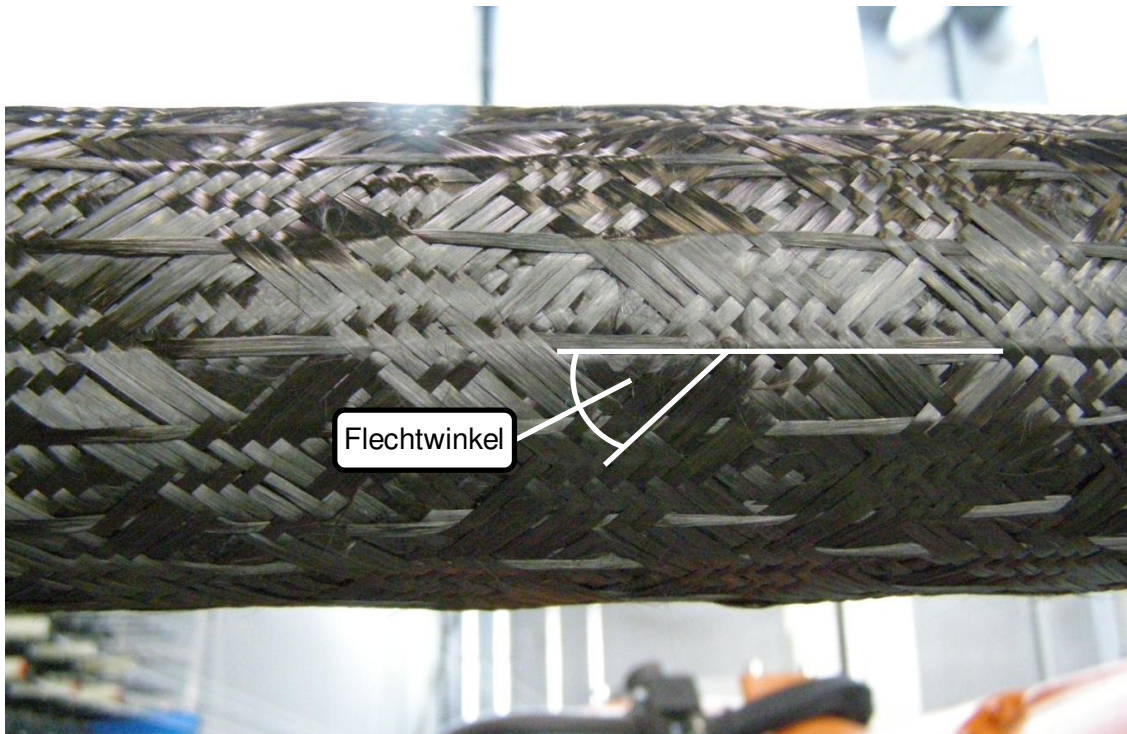


Abb. 4-4: Definition des Flechtwinkels

Kohlenstofffaser HTS40 F13 12K 800tex	Dichte	Zugfestigkeit	E-Modul	Bruchdehnung	Faserdurchmesser
	[kg/dm ³]	[MPa]	[GPa]	[%]	[μm]
	1,77	4300	240	1,8	7

Abb. 4-5: Eigenschaften der Faser [TOH09]

Der mit Hilfe des Umflechtverfahrens hergestellte Preform wird anschließend in ein Werkzeug überführt und dort mit einem reaktiven Harzsystem imprägniert. Die auf dem Markt befindlichen Harzsysteme weisen die unterschiedlichsten Eigenschaften auf. Ein Harz, welches für die Herstellung der Rohrkörper geeignete mechanische und verarbeitungstechnische Eigenschaften aufweist, ist das Epoxidharz. Vermischt mit einem Härter härtet das flüssige Harz im beheizten Werkzeug bereits nach kurzer Zeit aus.

Wie Abb. 4-6 zu entnehmen ist, wird ein Kern mit einem Durchmesser von 76 mm und einer Länge von 1800 mm umflochten. Es wird eine Geflechtlänge von ca. 1600 mm angestrebt,

so dass fünf Prüfkörper von 300 mm Länge mit gleichem Flechtwinkel und Stehfadenanteil in einem Preform hergestellt werden können. Als Kerne dienen Rohre aus St35 BK (Wandstärke: 4 mm). Es werden metallische Kerne eingesetzt, da diese wiederverwendet werden können und somit Kosten bei der Herstellung mehrerer Serien eingespart werden. Das Geflecht wird mit Kabelbindern am Kern befestigt, um das Verschieben bereits geflochtener Lagen beim Flechten der jeweiligen Rücklage zu verhindern.

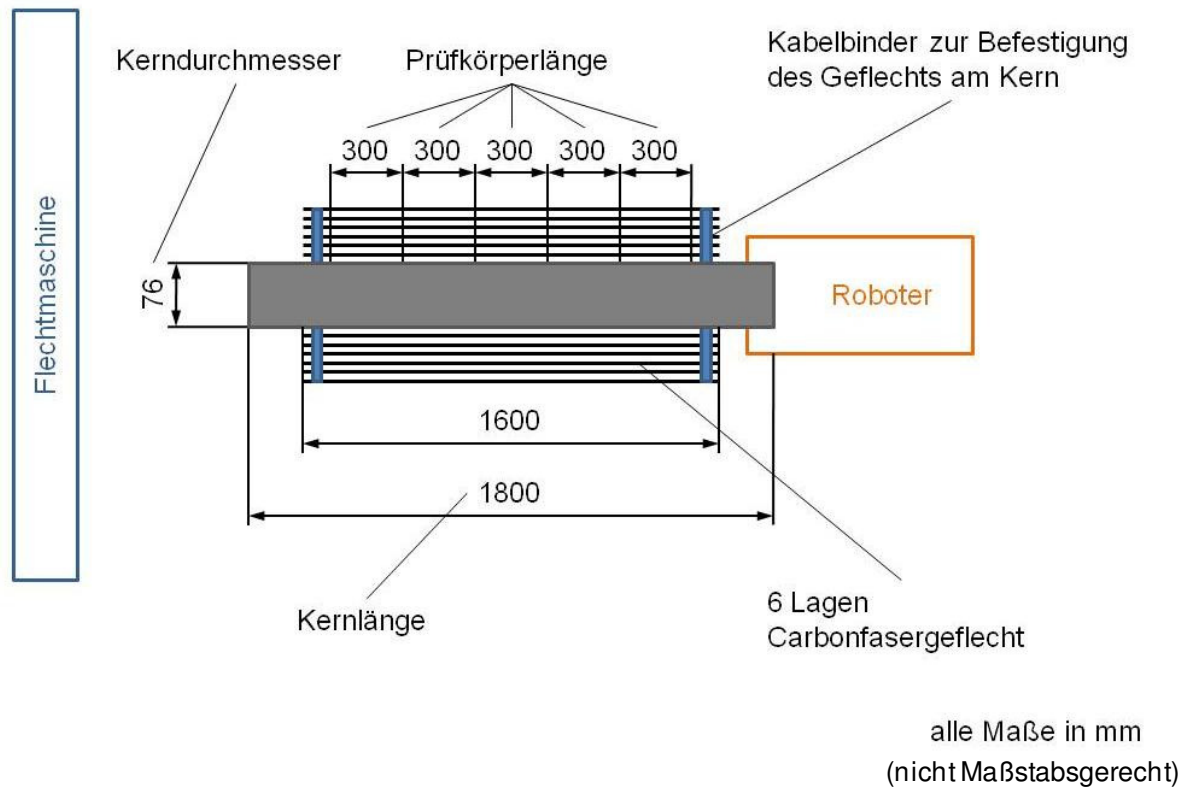


Abb. 4-6: Versuchsskizze zum Flechtprozess

4.1.1 Anzahl der Flecht- und Stehfäden

Zur Berechnung der Anzahl der benötigten Flechtfäden abhängig von Kerngeometrie, Fasereigenschaften und Flechtwinkel existieren bereits formelmäßige Zusammenhänge [KOF89]. Allerdings berücksichtigen diese nicht den Einfluss eines definierten Stehfadenanteils auf die Anzahl der Flecht- und Stehfäden. Die Formeln zur Ermittlung der theoretischen Anzahl der Flecht- und Stehfäden werden für jede Probenvariante daher wie folgt hergeleitet:

Mit n_F als Anzahl der Flechtfäden und n_S als Anzahl der Stehfäden gilt für den Stehfadenanteil SF:

$$SF = \frac{n_S}{n_F + n_S}$$

Gl. 4-1

Zwischen dem Kernumfang U und der Anzahl der Flechtfäden n_F sowie der Anzahl der Stehfäden n_S besteht folgender Zusammenhang:

$$U \geq n_S \cdot x + 0,5 \cdot n_F \cdot x^* \quad \text{Gl. 4-2}$$

mit x als Breite des Rovings und x^* als Breite des Rovings in x -Richtung (vgl. Abb. 4-7)

$$x^* = \frac{x}{\cos(FW)} \quad \text{Gl. 4-3}$$

Die Bedingung „größer gleich“ in Gl. 4-2 stellt sicher, dass das Geflecht kompakt am Kern anliegt. Ferner wird mit dem Term $0,5 \cdot n_F$ berücksichtigt, dass immer zwei Flechtfäden übereinander liegen und somit rechnerisch nur die Hälfte der Flechtfäden zum Umfang des Geflechts beitragen.

Gleichung Gl. 4-1 eingesetzt in Gleichung Gl. 4-2 ergibt nach Umformung die Anzahl der Flechtfäden n_F bzw. die Anzahl der Stehfäden n_S in Abhängigkeit von der Kerngeometrie, der Rovingbreite, dem Stehfadenanteil und dem Flechtwinkel

$$n_F \leq \frac{U}{\frac{SF}{(1-SF)} \cdot x + 0,5 \cdot x^*} \quad \text{Gl. 4-4}$$

$$n_S \leq \frac{U}{x + 0,5 \cdot x^* \cdot \frac{1-SF}{SF}} \quad \text{Gl. 4-5}$$

mit: SF Stehfadenanteil

n_F Anzahl der Flechtfäden

n_S Anzahl der Stehfäden

U Umfang des Kerns

x Breite des Rovings

x^* Breite des Rovings in x -Richtung

FW Flechtwinkel

Somit ergibt sich mit einem Kerndurchmesser von 76 mm und einer Rovingbreite von 3 mm für HTS 40 F13 mit 12 k Filamenten in folgender Tabelle die Anzahl der Flecht- und Stehfäden zur Herstellung der verschiedenen Varianten (Abb. 4-8).

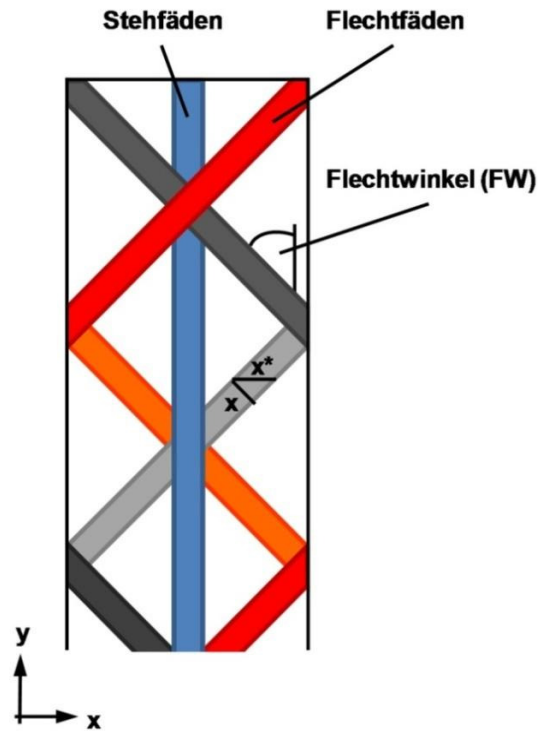


Abb. 4-7: Erläuterung zu den Formeln

Flechtwinkel [°]	Stehfadenanteil [%]	Anzahl Flechtfäden [-]	Anzahl Stehfäden [-]
30	0	137	0
30	20	96	24
30	50	50	50
45	0	112	0
45	20	83	20
45	50	46	46
60	0	79	0
60	20	63	15
60	50	39	39

Abb. 4-8: Theoretische Anzahl der Flecht- und Stehfäden

Mit Hilfe des Besetzungsschema für Radialflechtmaschinen mit 72 Flügelrädern (Abb. 4-9) lässt sich aus der theoretischen Anzahl der Flecht- und Stehfäden eine passende Bestückung der Spulenträger mit Spulen auswählen. Jedes Flügelrad führt zwei Spulenträger durch die Gangbahnen der Flechtmaschine. Sind alle Spulenträger mit einer Spule bestückt, werden 144 Flechtfäden verflochten. Bei halber Bestückung ist jeweils nur

ein Spulenträger pro Flügelrad mit einer Spule bestückt. Bei anderen Anzahlen werden die Spulen entsprechend dem Schema aus Abb. 4-7 bestückt.

Spulen pro Gruppe	Doppelt besetzte Flügelräder	2 Gruppen à 36 Flügelräder	3 Gruppen à 24 Flügelräder	4 Gruppen à 18 Flügelräder	6 Gruppen à 12 Flügelräder	8 Gruppen à 9 Flügelräder	9 Gruppen à 8 Flügelräder	12 Gruppen à 6 Flügelräder	18 Gruppen à 4 Flügelräder	24 Gruppen à 3 Flügelräder	36 Gruppen à 2 Flügelräder
2	1	4	6	8	12	16	18	24	36	48	72
4	2	8	12	16	24	32	36	48	72	96	144
6	3	12	18	24	36	48	54	72	108	144	
8	4	16	24	32	48	64	72	96	144		
10	5	20	30	40	60	80	90	120			
12	6	24	36	48	72	96	108	144			
14	7	28	42	56	84	112	126				
16	8	32	48	64	96	128	144				
18	9	36	54	72	108	144					
20	10	40	60	80	120						
22	11	44	66	88	132						
24	12	48	72	96	144						
26	13	52	78	104							
28	14	56	84	112							
30	15	60	90	120							
32	16	64	96	128							
34	17	68	102	136							
36	18	72	108	144							
38	19	76	114								
40	20	80	120								
42	21	84	126								
44	22	88	132								
46	23	92	138								
48	24	96	144								
50	25	100									
52	26	104									
54	27	108									
56	28	112									
58	29	116									
60	30	120									
62	31	124									
64	32	128									
66	33	132									
68	34	136									
70	35	140									
72	36	144									

Abb. 4-9: Besetzungsschema für Radialflechtmaschinen mit 72 Flügelrädern [ROS04]

Nach [ROS04] entsteht nur eine Geflechtstruktur, wenn nach diesem Schema besetzt wird. Allerdings zeigten vergangene Arbeiten, dass dies nicht bei allen Besetzungen zutrifft. Bei einer Bestückung mit 36 Flechtfäden findet zum Beispiel keine Verflechtung statt.

Innerhalb einer Gruppe müssen die ersten Flügelräder voll, also mit zwei Spulen, besetzt werden. Für die Variante 30° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil bedeutet dies beispielsweise, dass die Gesamtzahl aller Flügelräder in 24 Gruppen eingeteilt wird, so dass drei Flügelräder in einer Gruppe sind. Die ersten beiden Flügelräder jeder Gruppe werden nun komplett besetzt. Somit ist die Radialflechtmaschine mit 96 Flechtfäden bestückt (vgl. Abb. 4-10). Ferner wird eine große Zahl an Gruppen angestrebt. Hierdurch lässt sich eine gleichmäßige Geflechtstruktur erzielen. Somit folgt aus der theoretischen Anzahl der Flecht- und Stehfäden und dem Schema die Besetzung der einzelnen Varianten (Abb. 4-11).

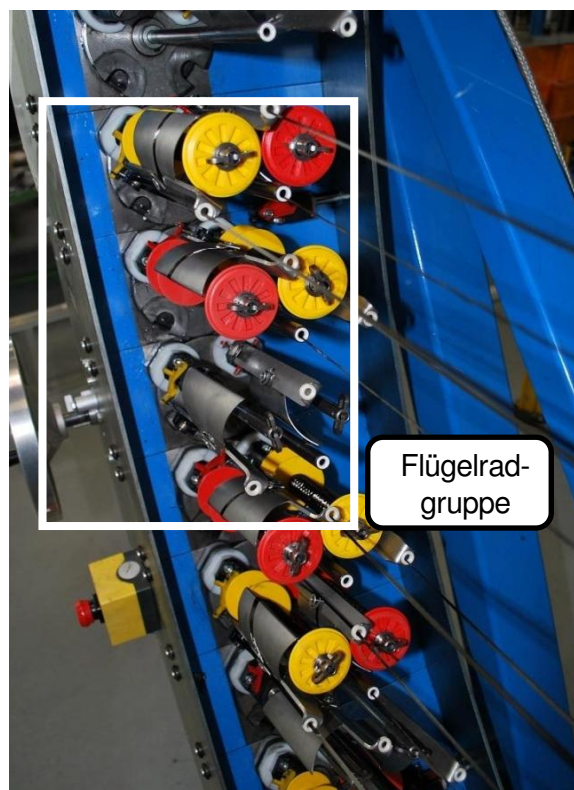


Abb. 4-10: Bestückung 30° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil

Nach Abb. 4-11 wird entsprechend der ausgesuchten Besetzung eine günstige Reihenfolge der zu flechtenden Varianten hinsichtlich einer zeiteffizienten Produktion ausgewählt. Zunächst wird die Variante 30° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil, anschließend die Variante 30° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil und danach die Variante 45° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil geflochten. So müssen beim Wechsel von 30° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil zu 30° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil lediglich die Spulen des jeweils zweiten Flügelrades der Dreier-Gruppe entfernt werden. Bei den Varianten mit Stehfadenanteil werden deren Spulen möglichst gleichmäßig auf dem äußeren Ring der Flechtmaschine verteilt.

Flecht- winkel	Steh- faden- anteil	Anzahl Flecht- fäden	Anzahl Steh- fäden	Bestückung		
				Gruppen	Flügel- räder pro Gruppe	Besetzte Flügelräder pro Gruppe
[°]	[%]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
30	0	138	0	3	24	23
30	20	96	24	24	3	2
30	50	48	48	24	3	1
45	0	112	0	8	9	7
45	20	84	20	6	12	7
45	50	48	48	24	3	1
60	0	80	0	8	9	5
60	20	64	16	8	9	4
60	50	40	40	4	18	5

Abb. 4-11: Anzahl der Flecht- und Stehfäden nach Besetzungsschema

4.1.2 Spulen

Die Flecht- und Stehfadenspulen der Radialflechtmaschinen werden auf der Spulmaschine SP 280 des ITA umgespult. Erfahrungsgemäß sollten bei Kohlefasernrovings nicht mehr als 50 m Fasermaterial auf eine Spule gespult werden, da es beim Flechten zu Ringlet-Bildung kommen kann. Ein Ringlet entsteht, sobald die Faser nicht mehr sauber von der Spule läuft und die Filamente auf dieser Schlaufen werfen. So kann der Faden schlechter abgezogen werden, bis er schließlich reißt. Um Ringlet-Bildung zu vermeiden, wird der Faden von der Mutterspule ohne Verdrehungen zur Spule geführt und dort so abgelegt, dass zwischen zwei benachbarten Umwicklungen ein kleiner Spalt besteht. Die Umkehrpunkte, an denen sich die Richtung des Fadens ändert, sollten exakt über den Enden der Spule liegen, so dass Materialanhäufung oder Freiräume an diesen Stellen vermieden werden. Werden diese Richtlinien befolgt, verringert sich die Rovingschädigung während des Abspulens.

Wie in Abschnitt 4.1.1 erläutert ist es sinnvoll, die Reihenfolge, in der die verschiedenen Varianten geflochten werden, abhängig von der Besetzung zu wählen. So sollte bei gleicher bzw. ähnlicher Besetzung, wie beispielsweise bei der Variante 30° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil, 30° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil und 45° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil, die hintereinander produziert werden, ausreichend Material auf Flecht- und Stehfadenspulen gespult werden. So wird es ermöglicht, dass die Varianten nacheinander geflochten werden können, ohne dass erneut gespult werden muss. Zur Herstellung dieser drei Varianten hintereinander werden ca. 45 m pro Flechtfadenspule benötigt. Die Fadenlänge auf der Spule wird abgeschätzt aus dem Flechtwinkel, der Kernlänge, des Kernumfangs, der Anzahl der Flechtlagen und des Verschnitts.

4.1.3 Fadenspannung

Die Klöppel der Flecht- und Stehfäden sind jeweils mit einem Fadenspeicher ausgestattet. Je nach Fasermaterial und Anwendung werden unterschiedliche Fadenspannungen verwendet. Erfahrungen mit Kohlefaser-Rovings zeigen, dass Federn eine Zugkraft entsprechend einer statischen Gewichtskraft von 350 g pro Faden gut geeignet sind (Abb. 4-12). Zur Herstellung der verschiedenen Varianten werden die Klöppel deshalb mit diesen Federn besetzt.

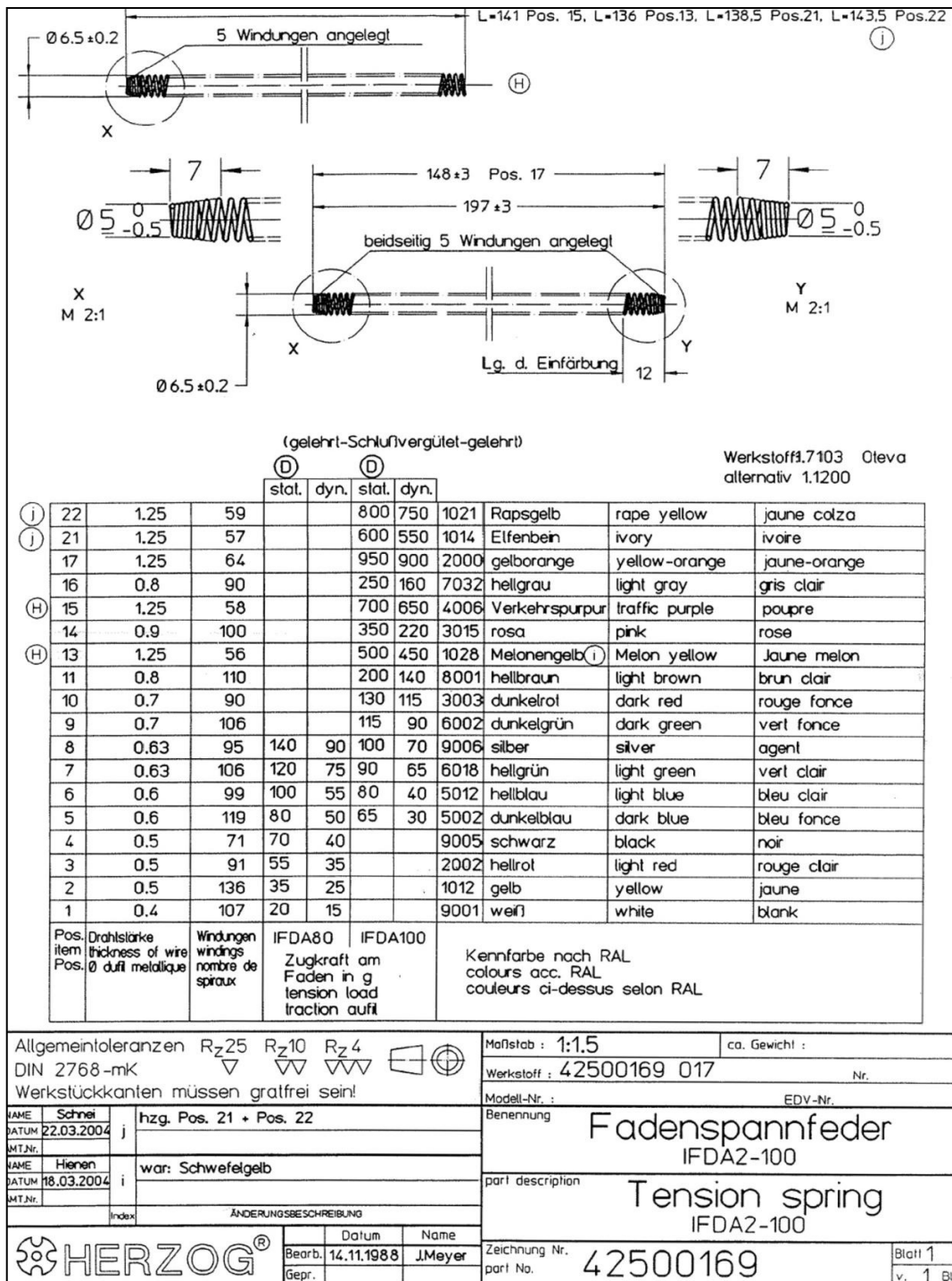


Abb. 4-12: Fadenspannfedern der Radialflechtmaschine [AHM04]

4.1.4 Roboter-Programmierung

Um reproduzierbare Preforms herstellen zu können, wird der Kern robotergesteuert durch die Flechtmaschine geführt. Hierbei kann der Bewegungsablauf mit Hilfe linearer, zirkularer und Point-to-Point-Befehlen vorgeschrieben werden. Dabei ist es auch möglich, die Anfangs- und Endpunkte sowie die Geschwindigkeit dieser Bewegungen zu programmieren. Außerdem sind Start und Stopp der Flechtmaschine einstellbar. So kann zum Beispiel durch einen sogenannten „user-quit“ das Programm an einer gezielten Position unterbrochen werden, so dass beispielsweise das Geflecht am Kern festgebunden werden kann, bevor die nächste Lage geflochten wird.

Nach der Einspannung des Kerns in das Drei-Backen-Futter des Roboters wird zur Herstellung der Preforms folgendes Programm abgefahren: Zuerst wird der Kern zur Mitte der Radialflechtmaschine verfahren und dort linear einige Zentimeter in die Flechtmaschine hineinverfahren. Hier wird nun ein user-quit eingefügt, damit der am Flechtring bereits vorhandene Geflechtansatz vor den Kern gezogen und mit einem Kabelbinder befestigt werden kann. Anschließend fährt der Roboter weiter vor. Gleichzeitig wird der Flechtprozess in Gang gesetzt, so dass das Geflecht auf dem Kern abgelegt wird. Die verschiedenen Flechtwinkel lassen sich dabei durch die Verfahrgeschwindigkeit des Roboters einstellen. In Vorversuchen wurde durch den ständigen Abgleich zwischen programmierter Verfahrgeschwindigkeit und dem somit erzielten Flechtwinkel im Preform die richtige Geschwindigkeit zur Herstellung der verschiedenen Varianten ermittelt (Abb. 4-13). Sobald der Kern vollständig umflochten ist, wird der Flechtprozess angehalten. Das Programm wird wieder mit einem „user-quit“ unterbrochen. Das Geflecht wird mit Kabelbindern am Kern befestigt. Danach wird der Kern bei Wiederaufnahme des Flechtprozess aus der Maschine herausgezogen. Es wird auf dem Rückweg die gleiche Verfahrgeschwindigkeit wie auf dem Hinweg programmiert. Sobald der Kern komplett aus der Flechtmaschine gefahren ist, halten beide Einheiten erneut an. Das Geflecht wird wieder fixiert und abschließend abgeschnitten. Mit diesem Programmablauf können somit zwei Lagen gefertigt werden: eine Lage beim Einführen des Kerns und eine beim Rückfahren. Um Preforms mit sechs Lagen zu flechten, wird das Programm dementsprechend danach zweimal wiederholt.

Flechtwinkel [°]	Verfahrgeschwindigkeit des Roboters [m/s]
30	0,023
45	0,016
60	0,008

Abb. 4-13: Verfahrgeschwindigkeit des Roboters

4.2 Herstellung der Rohrkörper

Vor Flechtbeginn werden für alle Varianten die beiden Flechtringe mit einem Durchmesser von 500 mm sowie die Rüttler montiert. Diese versetzen die Flechtringe in Vibration und verhindern somit Verflechtungen der Fasern vor dem Erreichen der Flechtringe.

Der Kern wird wie zuvor beschrieben eingespannt und zur Maschinenmitte geführt. Er muss während des Flechtprozess ständig per Hand geführt werden. Aufgrund der kleinen Spannfläche der Backen des eingesetzten Roboters würde der Kern ansonsten durchhängen (Abb. 4-14, Abb. 4-16). Vor dem Flechten der ersten Lage wird ein kurzes Stück angeflochten, das dann vor dem Rohr mit Kabelbindern zusammengebunden wird. Danach kann das Programm nach 4.1.4 abgefahren werden. Die Flechtmaschine startet und der Roboter fährt den Kern durch die Radialflechtmaschine hindurch (Abb. 4-14). Die geflochtene Lage wird dann mit Kabelbinder auf dem Rohr und am Drei-Backen-Futter befestigt. Die zusätzliche Befestigung am Futter des Roboters ist notwendig, da das Geflecht beim Flechten der nächsten Lage ansonsten zurückrutschen würde (Abb. 4-15).



Abb. 4-14: Flechten der ersten Lage

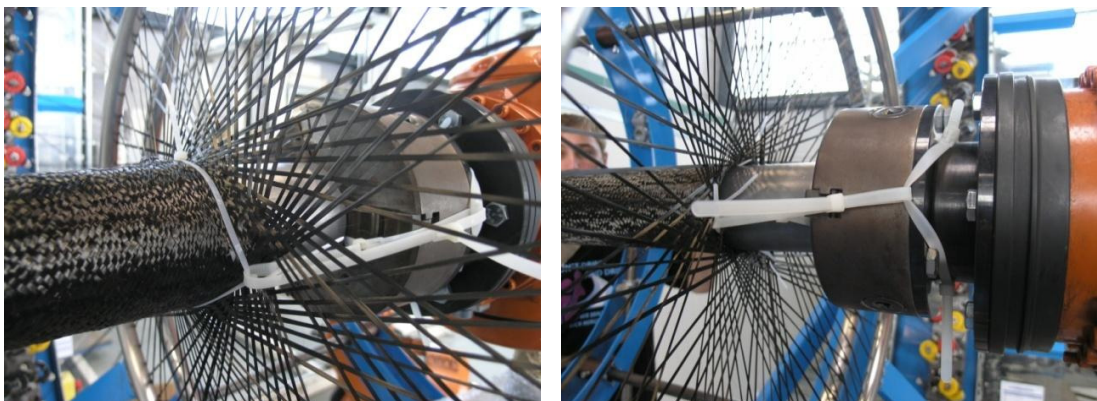


Abb. 4-15: Befestigung des Geflechts an Kern und Drei-Backen-Futter

Die zweite Lage wird in der gleichen Geschwindigkeit wie die erste Lage geflochten. Das Geflecht wird nun vor dem Rohr zusammengebunden und abgeschnitten (Abb. 4-17). In

gleicher Weise werden nun die nächsten Lagen hergestellt bis der Preform schließlich aus sechs Lagen besteht (Abb. 4-18).

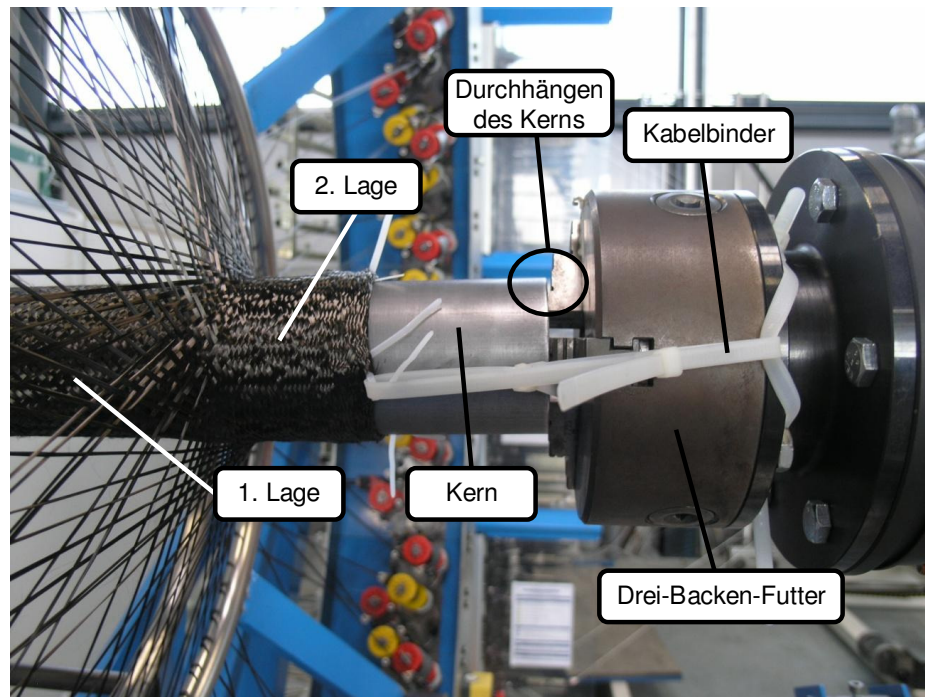


Abb. 4-16: Flechten der zweiten Lage



Abb. 4-17: Befestigung des Geflechts

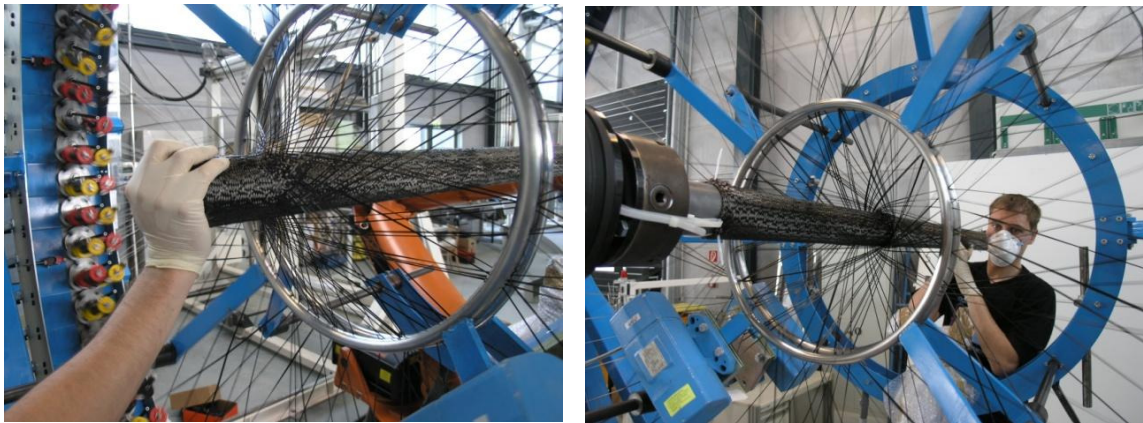


Abb. 4-18: Flechten weiterer Lagen, Führung des Kerns

4.2.1 Flechten der Prüfkörper mit 30° Flechtwinkel

Im Folgenden sind die Produktionsparameter der einzelnen produzierten Geflechtvarianten beschrieben. Diese werden sortiert nach Flechtwinkel und Stehfadenanteil aufgelistet. Dies entspricht nicht dem chronologischen Ablauf der Produktion. Hierbei wurde zunächst die Serie mit 60° Flechtwinkel und 0 % Stehfäden als repräsentative Variante zur Betrachtung des Verhaltens derartiger Strukturen unter Crashbelastung ausgewählt, geflochten und imprägniert. Nach dem diese im Fallturmversuch geprüft wurden, wurden dann zunächst die restlichen Varianten mit 60° Flechtwinkel, als nächstes jene mit 30° und schließlich die Varianten mit 45° Flechtwinkel geflochten.

Dazu wird die Radialflechtmaschine für jede Variante nach Abb. 4-9 besetzt und eine Robotergeschwindigkeit nach Abb. 4-13 eingestellt. Abb. 4-19 gibt die Geflechtstruktur für 45° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil, Abb. 4-20 die für 45° Flechtwinkel und 20 % Stehfadenanteil wieder. Weitere Darstellungen der Geflechtstrukturen finden sich im Anhang (Abschnitt 11.1).

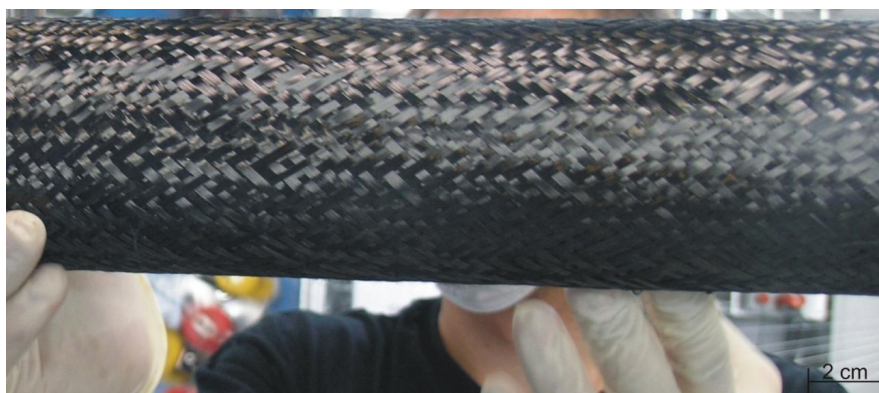


Abb. 4-19: 45° Flechtwinkel mit 0 % Stehfadenanteil



Abb. 4-20: 45° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil

4.2.2 Tränken und Zuschnitt der Rohrproben

Aufgrund der Menge der Prüfkörper und um eine schnelle Verarbeitung zu garantieren, werden die in Abb. 4-6 dargestellten umflochtenen Kerne jeder Variante komplett am Stück im Vakuuminfusionsverfahren mit dem Infusionsharz RIM 135 der Firma MGS Kunstharzprodukte GmbH getränkt (siehe Abb. 4-21). Anschließend werden die Rohre auf die benötigte Probenlänge zugeschnitten. Abb. 4-22 und Abb. 4-23 zeigen zwei exemplarische Prüfkörper. Die weiteren Varianten werden im Anhang exemplarisch dargestellt (Abschnitt 11.2).

Infusionsharz MGS RIM 135	Dichte	E-Modul aus Biegeversuch	Biegefestigkeit	Zugfestigkeit	Druckfestigkeit	Bruchdehnung
	[kg/dm ³]	[GPa]	[MPa]	[MPa]	[Mpa]	[%]
	1,18 – 1,20	2,7 – 3,2	90 - 120	60 - 75	80 - 90	5 - 10

Abb. 4-21: Eigenschaften von RIM 135 [MGS04]



Abb. 4-22: Getränktes Rohr mit 30° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil



Abb. 4-23: Getränktes Rohr mit 60° Flechtwinkel und 50% Stehfadenanteil

4.2.3 Bewertung der Prüflinge

Trotz des Einsatzes der beiden Rüttler an den Flechtringen kommt es zum Teil zu Verflechtungen der Fasern vor Erreichen der Flechtringe. Dies ist kaum zu verhindern, da sich am Fasermaterial immer wieder Filamente lösen, die sich miteinander verhaken, sobald sich zwei Fäden kreuzen. Roboter und Flechtmaschine werden sofort angehalten, sobald sich eine größere Vorverflechtung ausbildet und diese wird dann sorgfältig per Hand gelöst. Verrutschte Fäden sowie ungewollt erzeugte Laschen werden auseinander geschoben bzw. herausgezogen. Dies tritt bei allen Varianten auf und vor allem bei hoher Flechtfaden- und Stehfadenzahl, da bei zunehmender Fadenzahl das Reibungspotenzial der Fäden steigt.

Des Weiteren führen Besetzungen, in denen große Abschnitte mit leeren Flügelrädern vorkommen, wie beispielsweise bei der Variante 60° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil, zu offenen Geflechtes und somit zu einer Welligkeit im infusionierten Preform (vgl. Abb. 4-23). Da allerdings bei allen Varianten ein gleiches Flächengewicht angestrebt wird, sind offene Geflechtes nicht vermeidbar.

Ferner ist es auch nicht möglich, die Stehfäden immer gleichmäßig auf der Radialflechtmaschine zu verteilen. Dies wird wieder besonders bei der Variante mit 60° Flechtwinkel und 50 % Stehfadenanteil deutlich (vgl. Abb. 4-23). Bei dieser Bestückung werden 40 Stehfäden verwendet. Jedoch können auf der Radialflechtmaschine bis zu 72 Stehfäden zugeführt werden, d.h. eine gleichmäßige Verteilung der Stehfäden ist nicht möglich. Auf die Ergebnisse der an den Prüfkörpern durchzuführenden Fallturmversuche hat eine ungleichmäßige Verteilung in den Rohren aufgrund der gleichmäßigen frontalen Lasteinleitung geringen Einfluss. Für Prüfungen zur Kennwertermittlung, wie z.B. bei Zugversuchen, ist es jedoch wichtig, dass alle Prüfkörper gleich sind. Dies ist bei einer ungleichmäßigen Stehfadenverteilung im Geflecht nicht gewährleistet.

Die vollständig getränkten Bauteile weisen eine hohe Maßhaltigkeit in Länge und Innendurchmesser auf, jedoch lassen sich große Unterschiede in Wandstärke, Gewicht und Imprägnierungsqualität erkennen. In Abschnitt 5.4 wird hierauf näher eingegangen. Die mittleren Wandstärken und Gewichte für alle Varianten gibt Abb. 4-24 wieder.

Flechtwinkel [°]	+/- 30			+/- 45			+/- 60		
Stehfadenanteil [%]	0	20	50	0	20	50	0	20	50
Wandstärke [mm]	2,85	2,88	2,31	2,75	2,51	2,33	3,00	2,91	2,67
Gewicht [g]	348,0	286,0	229,0	303,4	283,0	240,2	304,0	288,0	254,0

Abb. 4-24: Mittlere Wandstärke und mittleres Gewicht der Geflechtvarianten

4.3 Herstellung von Flachproben

Im folgenden Abschnitt wird das Flecht- und das Tränkverfahren zur Herstellung von Flachproben zur Durchführung quasistatischer Zugversuche nach der DIN EN ISO 527-4 sowie deren Zuschnitt beschrieben.

4.3.1 Flechten der Flachproben

Zur Herstellung der Flachproben wird jede Geflechtvariante mit der gleichen Maschinenbesetzung wie bei der Herstellung der entsprechenden rohrförmigen Prüfkörper (vgl. Abb. 4-11) erneut geflochten. Dabei werden jedoch keine sechs Lagen nacheinander geflochten, sondern jeweils nur eine Lage, welche vorsichtig vom Kern abgezogen wird.

4.3.2 Herstellung der Probenplatten und Zuschnitt der Zugproben

Die Probenplatten werden im Vakuuminfusionsverfahren zwischen zwei Glasplatten imprägniert. Abb. 4-25 zeigt schematisch einen Querschnitt durch den Aufbau der Lamination.

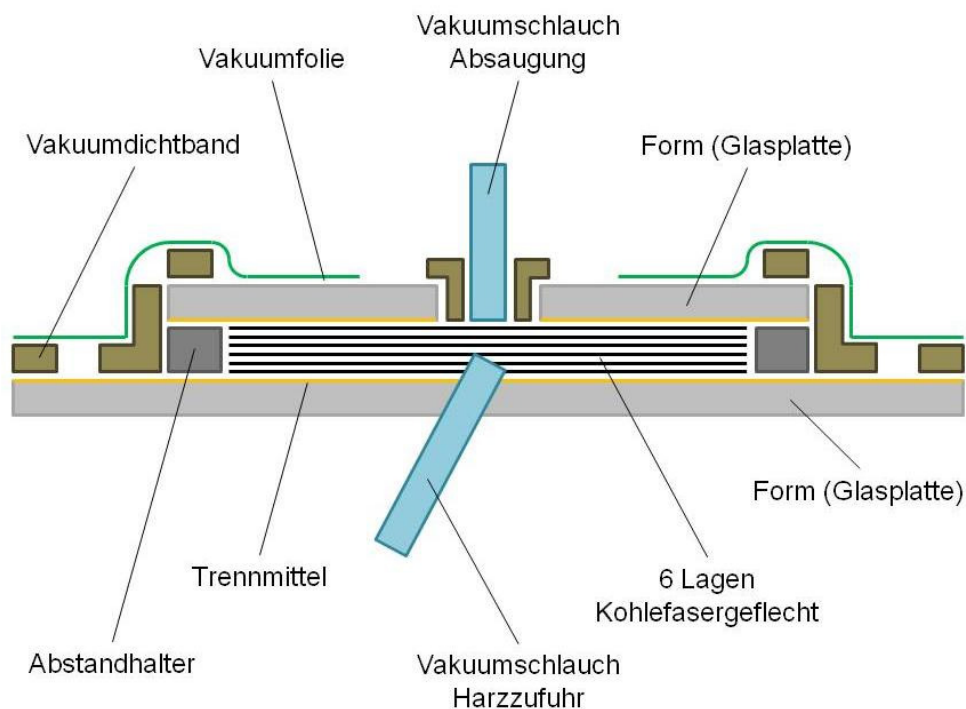


Abb. 4-25: Skizze des Tränkaufbaus

Zunächst werden die Glasplatten mit dem Trennmittel Frekote 700-NC behandelt. Danach wird mittig auf der unteren Platte das trockene Geflecht drapiert. Dazu werden jeweils die geflochtenen Schläuche an einer Seite vorsichtig aufgeschnitten und aufgeklappt, welche dann in rechteckige Geflechtlagen mit den Abmessungen 300 mm mal 400 mm aufgeteilt werden. Diese werden in sechs Lagen deckungsgleich auf die Glasplatte übereinander abgelegt, so dass der Lagenaufbau dem der geflochtenen Crashabsorbern entspricht. Anschließend werden seitlich 2 mm starke Aluminium-Abstandshalter positioniert und kleinere Glasplatte mit einem mittig positionierten Loch aufgelegt (Abb. 4-26).

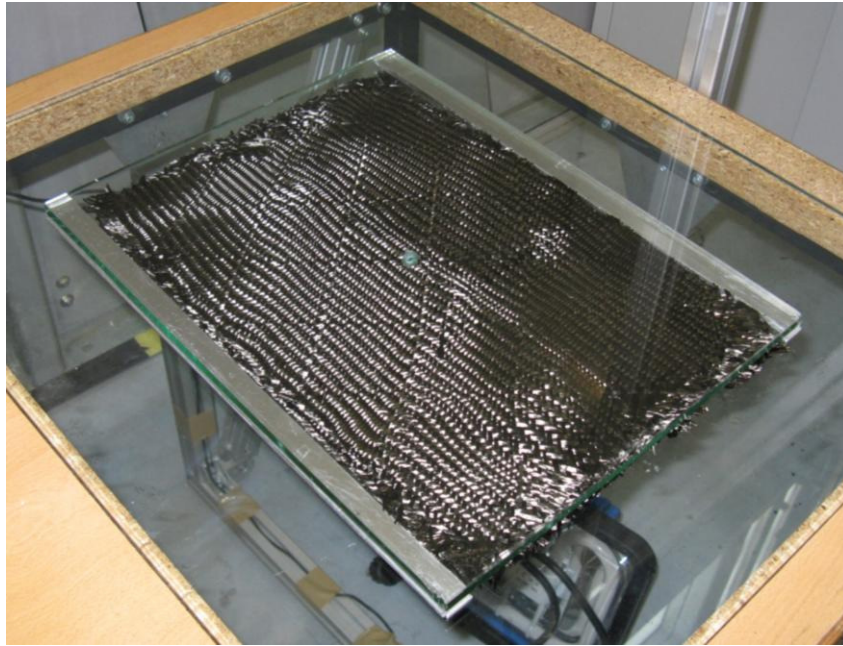


Abb. 4-26: Drapierung Geflechtmaten und Positionierung der Abstandshalter

Nun werden die Plattenseiten mit doppelseitigem Vakuumdichtband abgedichtet. Vor und hinter die obere Glasplatte werden Spiralschläuche ebenfalls mit Vakuumdichtband fixiert (Abb. 4-27). Die Vakuumschläuche, die zur Harzzufuhr dienen, werden in der Mitte der Spiralschläuche zwischen die Spiralwindungen gesteckt und dann am Rand der unteren Glasplatte mittels Vakuumdichtband befestigt. Nun werden sämtliche Schutzstreifen der aufgeklebten Dichtstreifen abgezogen und vorsichtig ein genügend großer Zuschnitt Vakuumfolie über den Platten positioniert und angedrückt. Mittig über diesen wird ein Loch in die Folie geschnitten und der Vakuumschlauch, der mit einer Vakuumpumpe befestigt ist, in das Loch der oberen Glasplatte eingeführt und die Folienöffnung abgedichtet (Abb. 4-28).

Die seitlichen Schläuche, die zur Harzzufuhr dienen, werden über ein T-Stück mit einem Schlauch zum Harzreservoir verbunden. Anschließend wird das Vakuum angelegt. Sobald die Dichtigkeit des Aufbaus überprüft ist, wird die Harzzufuhr eingeleitet. Das Harz wird solange kontinuierlich zugeführt, bis es vollständig durch den Preform gelaufen ist und die Ansaugöffnung erreicht hat. Unter Hitzezufuhr mittels einer Heizdecke härtet dann die

Probenplatte innerhalb von vier Stunden aus (Abb. 4-29). Danach wird die Probe entformt und abschließend in einem Ofen bei 80 ° für sechs Stunden getempert.

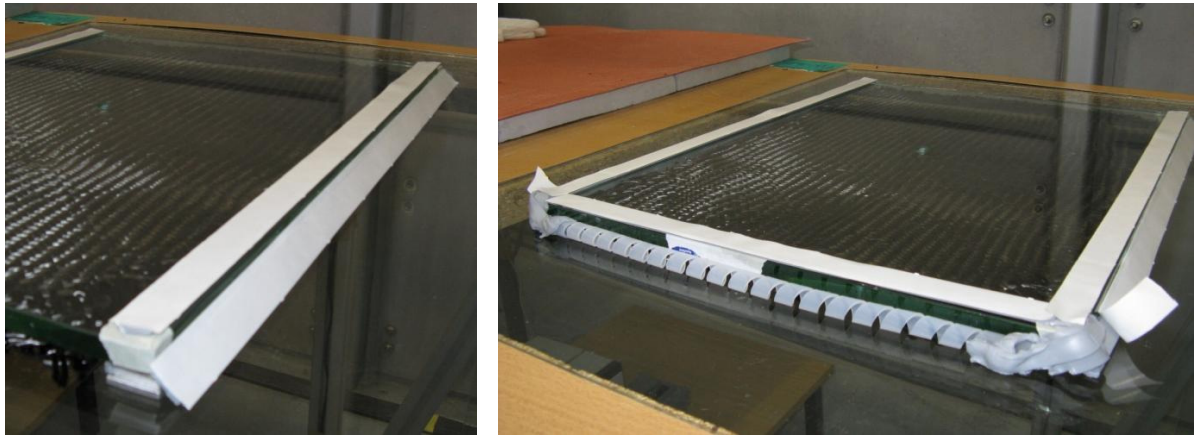


Abb. 4-27: Abdichtung mit Vakuumdichtband (links), Fixierung der Spiralschläuche (rechts)

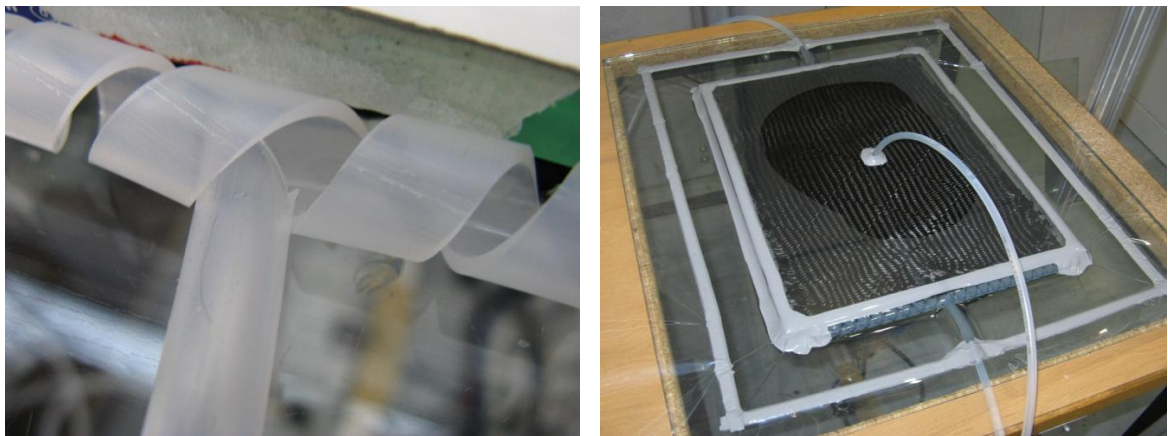


Abb. 4-28: Befestigung der Vakuumschläuche (links), Aufbringen der Vakuumfolie (rechts)



Abb. 4-29: Infusions- (links), Aushärtevorgang (rechts)

Dieser Vorgang wird für jede der neun Geflechtvarianten durchgeführt. Als letzter Fertigungsschritt erfolgt der Zuschnitt der Proben auf ihre endgültigen Abmessungen, die im Unterpunkt 5.1 beschrieben werden. Beim Zuschnitt muss auf die Orientierung der Fasern geachtet werden, so dass die Belastungsrichtung im Zugversuch der Produktionsrichtung des Geflechtes entspricht. Ein Beispiel für die sich ergebenden Proben ist in Abb. 4-30 dargestellt.

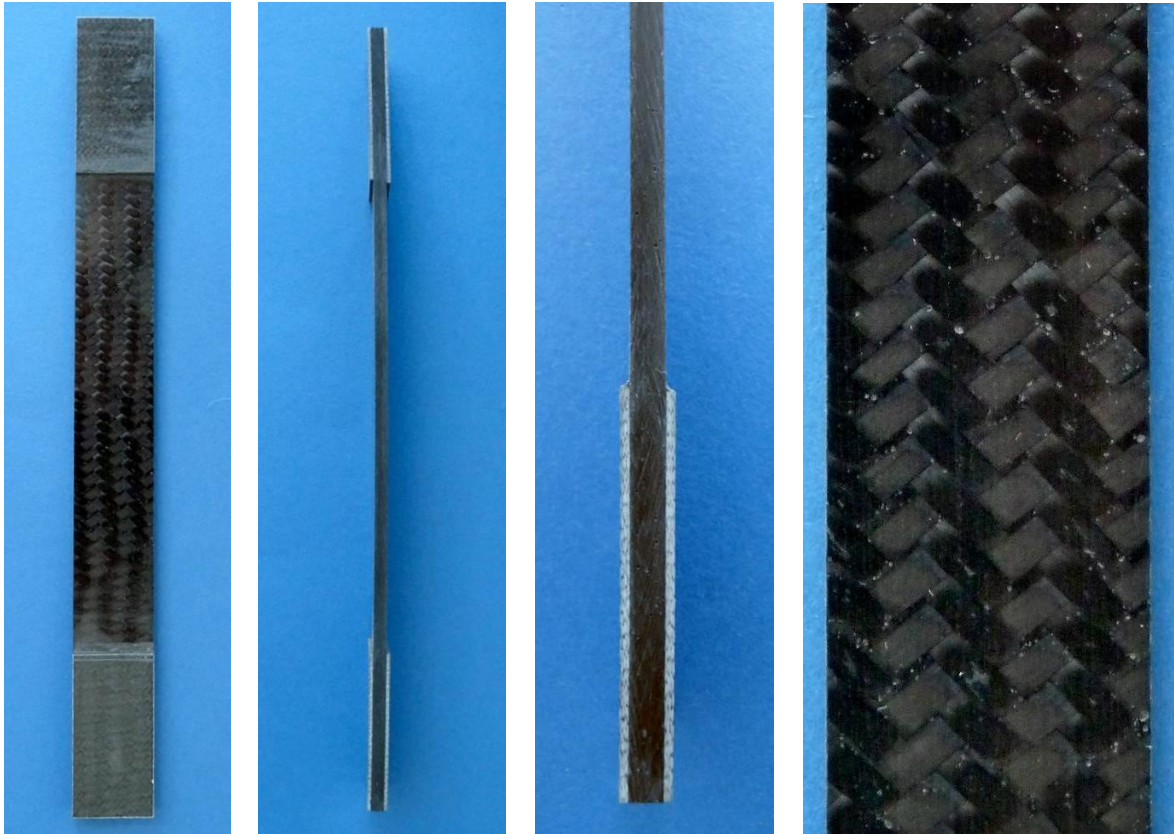


Abb. 4-30: Zugprobe

5 Materialprüfung

Zurzeit gibt es keine normierten Prüfverfahren zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von geflochtenen FVK, so dass auf bereits bestehende Normen zurückgegriffen werden muss. Im Rahmen dieses Projektes werden die Zugeigenschaften geflochtener FVK mittels eines Zugversuchs angelehnt an die für Gewebe definierte DIN EN ISO 527-4 bestimmt.

5.1 Zugversuch nach DIN EN ISO 527-4

Der Zugversuch ist als genormtes Standardprüfverfahren zur Messung von Zugfestigkeiten unterschiedlicher Werkstoffe weit verbreitet. Dabei wird ein Probekörper aus dem zu prüfenden Material mit einer konstanten Abzugsgeschwindigkeit bis zum Bruch belastet. Die Auswirkungen dieser Belastung sind Spannungen im Inneren der Probe, die zu einer Dehnung des Materials führen. Man unterscheidet dabei zwischen einer elastischen und einer plastischen Dehnung. Als Messwerte erhält man zum einen die Längenänderung innerhalb eines bestimmten Bereiches der Probe und zum anderen die Kraft, mit der diese gezogen wird. Daraus kann ein Kraft-Weg-Diagramm und über eine entsprechende Transformation ein Spannungs-Dehnungs-Diagramm erstellt werden [MUR10].

Abhängig vom zu untersuchenden Werkstoff werden unterschiedliche Abzugsgeschwindigkeiten appliziert. Zudem variieren die Prüfkörper in ihrer Form und Größe. Der Zugversuch nach DIN EN ISO 527-4 wird zur Eigenschaftsbestimmung faserverstärkter duro- und thermoplastischer Verbundwerkstoffe mit multidirektionaler Verstärkung, wie Gewebe und Matten, jedoch nicht Geflechten, verwendet.

Grundsätzlich sind in der Norm DIN EN ISO 527-4 drei unterschiedliche Probekörpertypen (Typ 1, 2, 3) beschrieben, wobei für die Zugversuche an den geflochtenen CFK der Probentyp 3 ausgewählt wird, welcher eine rechteckige Form aufweist (Abb. 5-1 und Abb. 5-2).

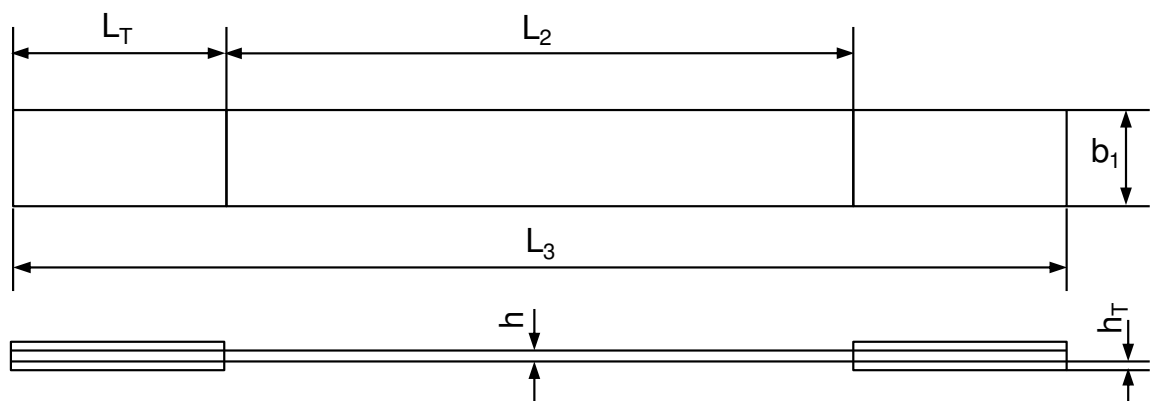


Abb. 5-1: Zugprobenabmessungen des Typs 3 nach DIN EN ISO 527-4 [DIN97] (1)

Abmessungen des Probekörpers		Typ 3 [mm]
Gesamtlänge	L_3	250
Dicke	h	$\approx 3,5$
Breite	b_1	25
Abstand zwischen den Krafteinleitungselementen	L_2	150
Länge des Aufleimers	L_T	50
Dicke des Aufleimers	h_T	1

Abb. 5-2: Zugprobenabmessungen des Typs 3 nach DIN EN ISO 527-4 [DIN97] (2)

Vor allem bei faserverstärkten Kunststoffen kann es an der Einspannung der Probe in die Prüfmaschine zu einer Materialschädigung kommen. Außerdem können hohe Spannungskonzentrationen entstehen, die zu Schädigungserscheinungen außerhalb des Messbereichs führen können. Aus diesem Grund werden beim verwendeten Probentyp sogenannte „Aufleimer“ aus anderen Materialien im Einspannbereich aufgeklebt.

5.1.1 Versuchsaufbau und -durchführung

Die Versuchsdurchführung findet auf der Zugprüfmaschine des ITA statt. Dazu werden die Streifenproben mit dem kompletten Aufleimerbereich in den Klemmbacken der Maschine eingespannt. Die Abzugsgeschwindigkeit für diesen Versuch beträgt 2 mm/min. Die Lastaufbringung erfolgt so lange, bis ein Versagen in Form eines Bruches auftritt. Die Aufnahme der Messwerte erfolgt über eine im Versuchsstand integrierte Kraftmessdose und ein Videoextensometer (Abb. 5-3).

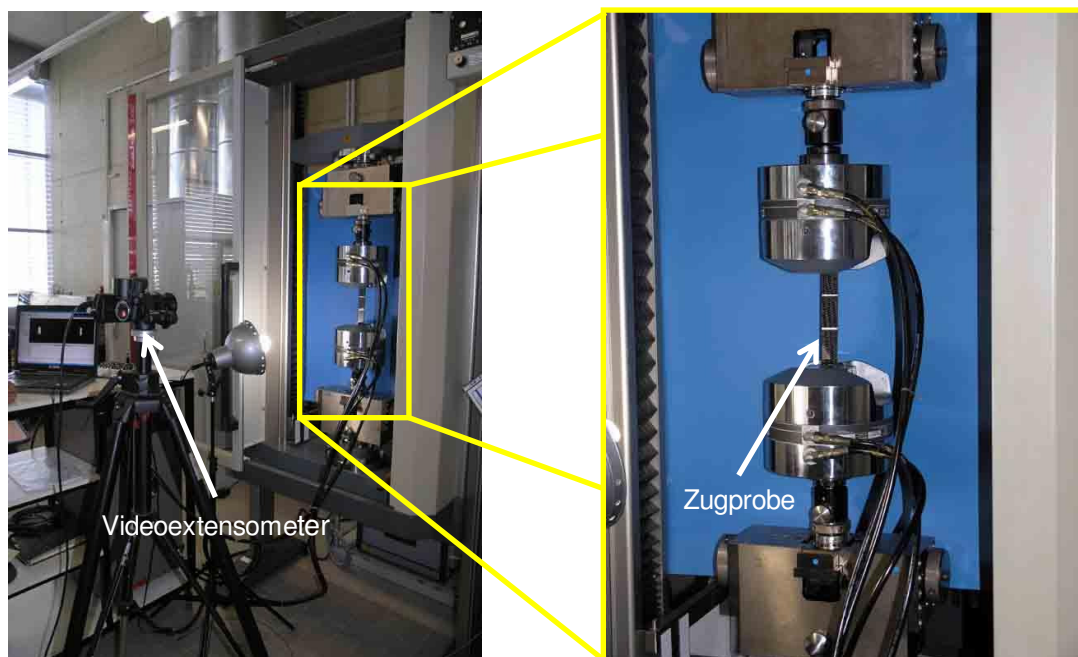


Abb. 5-3: Zugversuchsdurchführung

Ein Videoextensometer ist ein kamerabasiertes Messsystem zur berührungslosen Dehnungsmessung. Die Bestimmung der Dehnung wird dabei durch eine Bildverarbeitungssoftware über eine Kantendetektion durchgeführt. Dafür müssen auf den Proben zwei kontrastreiche Markierungen (z.B. Linienaufkleber) angebracht werden, deren Abstand vor und während der Belastung gemessen wird. Über das Verhältnis der Längenänderung zu der Ursprungslänge kann die Dehnung der Probe berechnet werden [WIK11].

Insgesamt wird das Verhalten von acht bis neun Proben jeder Geflechtvariante unter Zugbelastung untersucht und im folgenden Abschnitt vorgestellt.

5.1.2 Versuchsergebnisse des Zugversuches

Bei der Betrachtung der in der Abb. 5-4 dargestellten Kraft-Dehnungs-Kurven von neun Proben mit 45° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil ist ein deutlicher Unterschied zwischen den einzelnen Verläufen zu erkennen. Obwohl alle Proben dieselbe Variante repräsentieren, zeigen sie bei gleichen Randbedingungen stark unterschiedliches Verhalten. Dieser Vergleich zeigt die Problematik, die sich bei geflochtenen faserverstärkten Kunststoffen ergibt, deutlich auf. Durch das in Abschnitt 4.3 beschriebene Herstellungsverfahren lassen sich also nicht ohne Weiteres Probekörper mit vergleichbaren Ergebnissen herstellen, so dass dieses Verfahren als nicht anwendbar bezeichnet werden muss und Gegenstand weiterer Forschungsaktivitäten sein sollte.

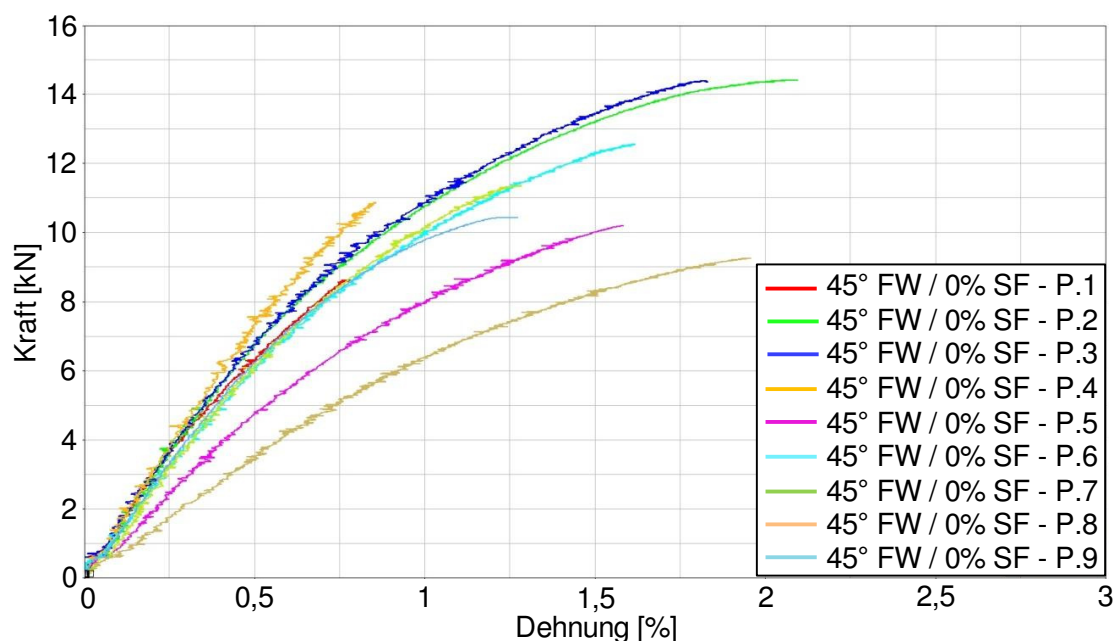


Abb. 5-4: Kraft-Dehnungs-Kurven aus Zugversuchen von Proben mit 45° FW / 0 % SF

Zum Vergleich sind in Abb. 5-5 repräsentative Kraft-Dehnungs-Kurven der verschiedenen Varianten in einem Diagramm zusammengefasst. Dabei wird deutlich, dass bei den Varianten, die keine Stehfäden verwenden, ein nahezu degressiver Verlauf vorliegt. Je höher der Stehfadenanteil wird, desto linearer werden die Verläufe. Weiter ist festzustellen, dass

bei kleinerem Flechtwinkel eine höhere Kraft aufgewendet werden muss, um eine gleiche Dehnung des Probekörpers zu erzielen. Der gleiche Effekt tritt ebenso bei steigendem Stehfadenanteil auf, d.h. es wird bei der Variante 30° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil die höchste Kraft benötigt. Dies ist darin begründet, dass ein Laminat in Faserrichtung die meiste Kraft aufnehmen kann. Dies kommt am meisten bei kleinem Flechtwinkel und hohem Stehfadenanteil zum Tragen. Abb. 5-6 stellt dar, wie viel Kraft im Mittel für jede Variante benötigt wird, um den jeweiligen Probekörper 1 % zu dehnen. Die einzelnen Kraft-Dehnungskurven aller Proben finden sich im Anhang (Abschnitt 11.3.).

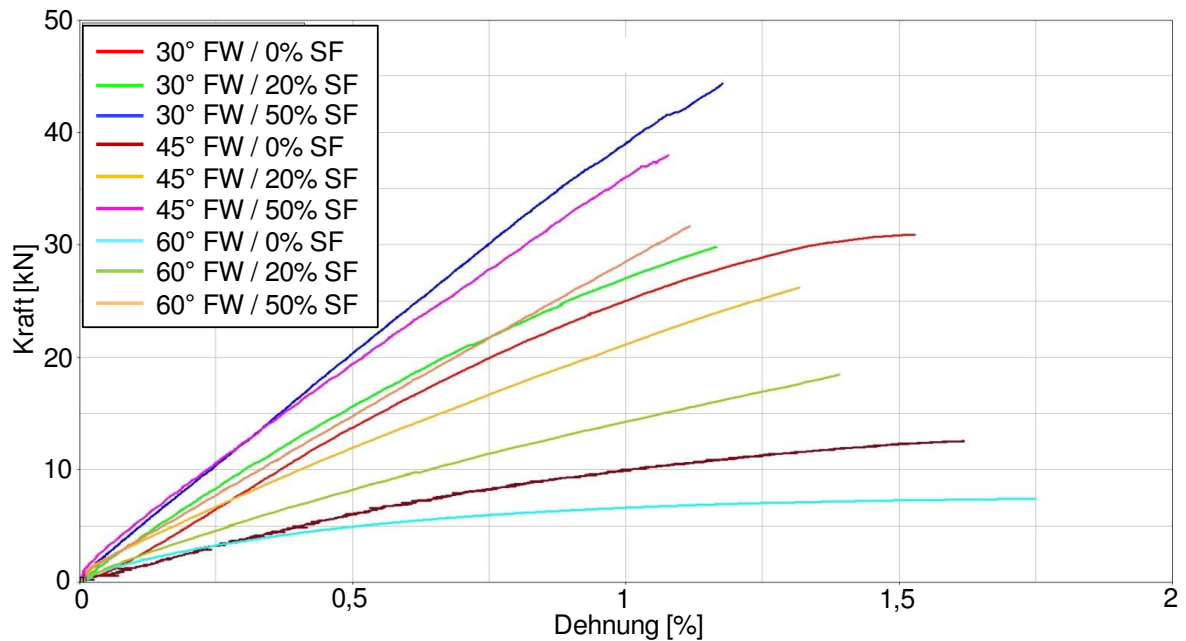


Abb. 5-5: Repräsentative Kraft-Dehnungs-Kurven der Zugversuche für alle Varianten

Flechtwinkel [°]	Stehfadenanteil [%]	Dehnung [%]	Benötigte Kraft [kN]
30	0	1	25
30	20	1	27,5
30	50	1	40
45	0	1	10
45	20	1	20
45	50	1	32
60	0	1	6
60	20	1	14
60	50	1	27,5

Abb. 5-6: Benötigte mittlere Kraft für 1 % Dehnung aller Varianten (repräsentativ)

5.2 Fallturmversuch

Fallturmprüfstände dienen der Untersuchung von unterschiedlichen Komponenten hinsichtlich ihres Deformationsverhaltens und des Energieabsorptionsvermögens bei dynamischer Kurzzeitbelastung. Dazu wird ein linear geführter Stoßkörper aus einer vordefinierten Fallhöhe auf den Prüfling fallengelassen. Je nach Bedarf oder Vorgabe können die Masse sowie die Geometrie des Impactors angepasst werden. Im Gegensatz zu Schlitten- oder Gesamtfahrzeugtests auf einer Crashanlage liegen die Vorteile der Fallturmversuche im vereinfachten Prüfaufbau und somit kostengünstigen Versuchsreihen [WAL05].

5.3 Versuchsaufbau und -durchführung

Im Rahmen dieses Projektes werden Fallturmversuche an den zuvor beschriebenen Rohrkörpern an einem der Fallturmprüfstände des ika durchgeführt (Abb. 5-7).

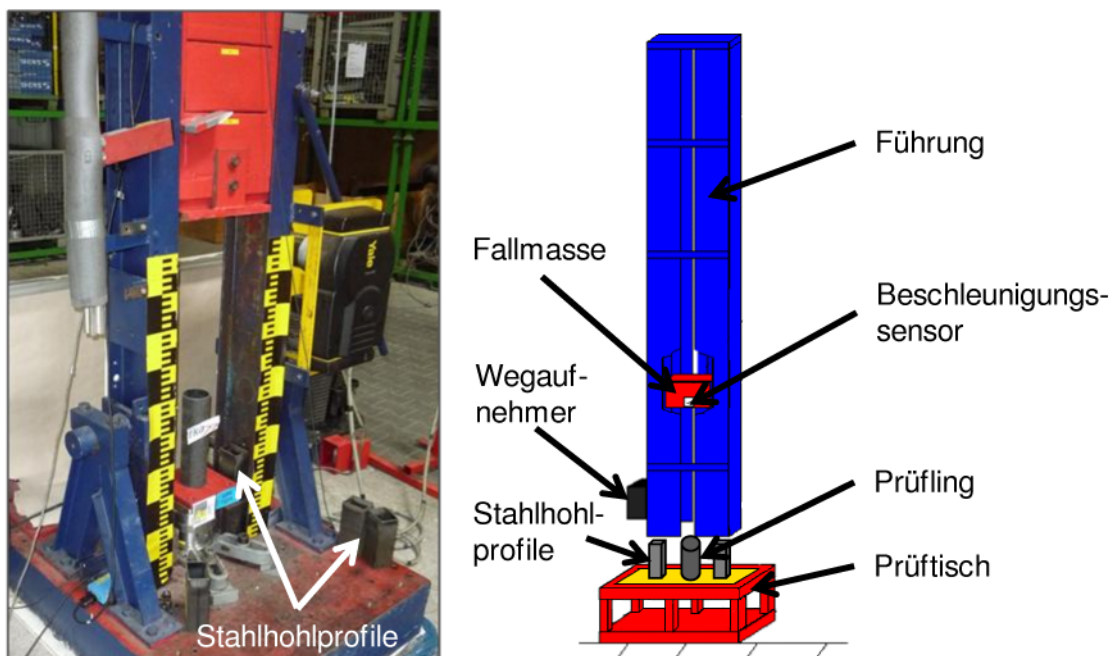


Abb. 5-7: Fallturmprüfstand des ika [ECK10]

Aus Vorversuchen wurde ein Energieeintrag von 10 kJ als geeignete Randbedingung zur Sicherstellung einer aussagekräftigen Deformationslänge bestimmt. Um diese kinetische Energie zu erreichen, wird ein Stoßkörper (Impactor) mit einer Masse von 315 kg und einer ebenen Aufprallfläche auf eine Fallhöhe von 325 cm gebracht und dort fixiert. Darüber hinaus haben Vorversuche ergeben, dass eine kontinuierliche Energieaufnahme durch Deformation nur durch eine geeignete Triggergeometrie sichergestellt werden kann. Dies ist zum Beispiel durch das Anbringen einer Fase am oberen Bauteilrand möglich [GRI93]. Aus diesem Grunde wurden sämtliche Prüfkörper auf einer Drehbank mit 30° angefast (Abb. 5-8).



Abb. 5-8: Prüfling mit 30°-Fase

Zur Zentrierung wird der zu prüfende Crashabsorber auf einem an der Fallturmbasis angeschraubten 60 mm hohen Stahldorn mit einem den Prüflingen entsprechenden Innendurchmesser von 76 mm gesetzt (Abb. 5-9). Um die Dokumentation zu vereinfachen, bekommt jeder Prüfling eine eigene Versuchsnummer, die am Prüfstand befestigt wird. Da die Bauteile unterschiedliche Energieaufnahmepotenziale besitzen, werden Stahlhohlprofile als zusätzliche Deformationselemente im Bereich des Stahldorns eingesetzt, um Beschädigungen des Prüfstands vorzubeugen.



Abb. 5-9: An der Fallturmbasis angeschraubter Stahldorn

Sobald alle Vorbereitungen hinsichtlich Bauteilpositionierung, Rüstung mit Messtechnik und Auslenkung des Impactors abgeschlossen sind, wird der Stoßkörper aus der Arretierung gelöst und auf den Prüfkörper fallen gelassen. Zeitgleich startet eine Hochgeschwindigkeitskamera, die Bildmaterial für visuelle Untersuchungen liefert. Für die Aufnahmen wird der Prüfstand mit Scheinwerfern ausgeleuchtet.

Die Aufzeichnung der Beschleunigungssignale erfolgt über einen am Impactor fest verbundenen Beschleunigungssensor. Neben der Beschleunigung werden auch die weiteren Werte Deformationskraft und zurückgelegter Impactorweg von der Messdatenerfassung mit

20 kHz abgetastet und über der Zeit gespeichert. Das Beschleunigungssignal wird mittels des Filters CFC 180 nach Norm SAE J211 aufbereitet. Dabei handelt es sich um einen digitalen Tiefpassfilter mit einer Grenzfrequenz von 300 Hz. Die Messung des zurückgelegten Impactorwegs geschieht mittels Laser-Triangulation. Aus dem Beschleunigungssignal werden Geschwindigkeitsverlauf und Deformationsweg integriert. Über den Abgleich zwischen gemessener und berechneter Deformation lässt sich die Auftreffgeschwindigkeit exakt bestimmen. Aus dem ebenfalls aus dem Beschleunigungssignal berechenbaren Kraftverlauf ergibt sich, über den Deformationsweg integriert, die absorbierte Energie. Der Vorteil von zwei aus redundanten Quellen erzeugten Daten, wie beispielsweise gemessene und berechnete Deformationskraft, liegt in der sofortigen Validierung der Ergebnisse.

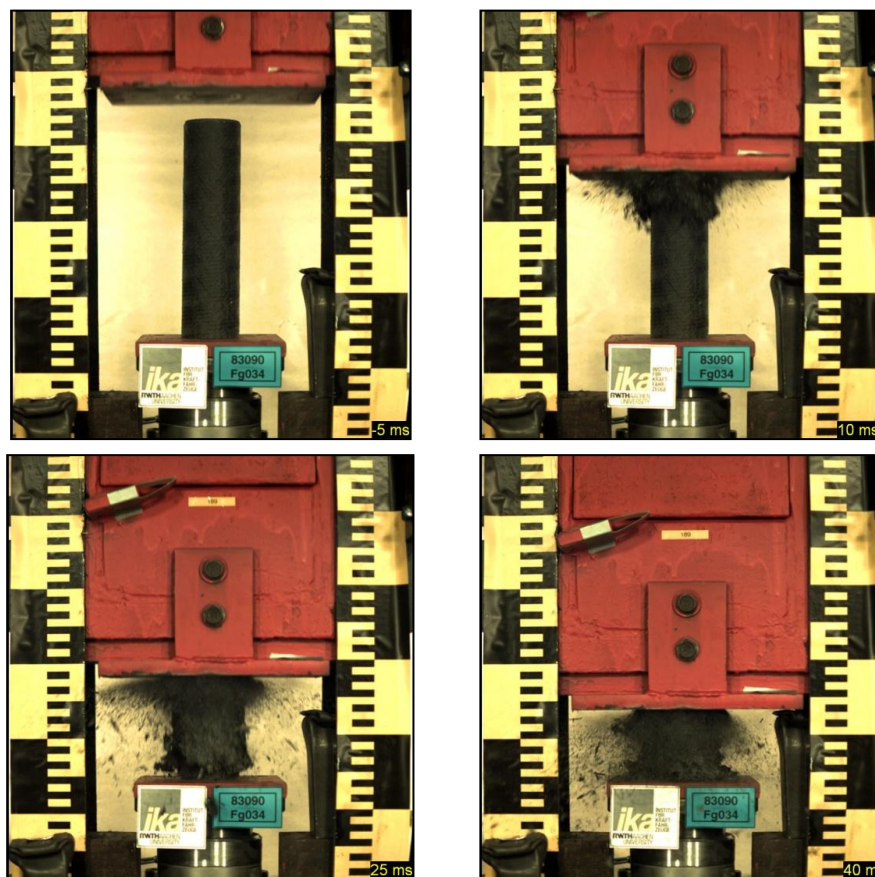


Abb. 5-10: Fallturmversuch zu verschiedenen Zeitpunkten (45° FW / 0 % SF)

Die Dissipation von Energie durch rohrförmige Crashabsorber aus faserverstärktem Kunststoff basiert auf Reibungsvorgängen und unterschiedlichen Materialversagensprozessen, auf die im Rahmen dieses Projektes nicht tiefer eingegangen wird, da dies aufwendige mikroskopische Untersuchungen bedürfen würde. Der Crashprozess in den Bauteilen läuft nach den im Folgenden beschriebenen Mechanismen ab:

Der erste Kontakt zwischen dem Impactor und dem Energieabsorber erfolgt an der Triggerzone (Fase). Hier wird die Energieaufnahme eingeleitet. Sobald der Trigger zerstört ist, bildet sich an der Crashfront ein „Wulst aus einer stark fragmentierten Masse von Matrix- und

Faserteilchen“ [MAI90]. Dabei entstehen im vorderen Bereich der Crashabsorber Risse im Material, die der eigentlichen Crashfront vorauslaufen, wodurch eine deutliche Vorschädigung des Werkstoffes erfolgt. Aus dem fragmentierten Material bildet sich in der Mitte der Crashelementschichten ein Keil aus, durch den eine zentrale Delamination bewirkt wird. Als Delamination wird allgemein die Trennung zweier Körper an einer zweidimensionalen Schnittstelle bezeichnet (Abb. 5-11).

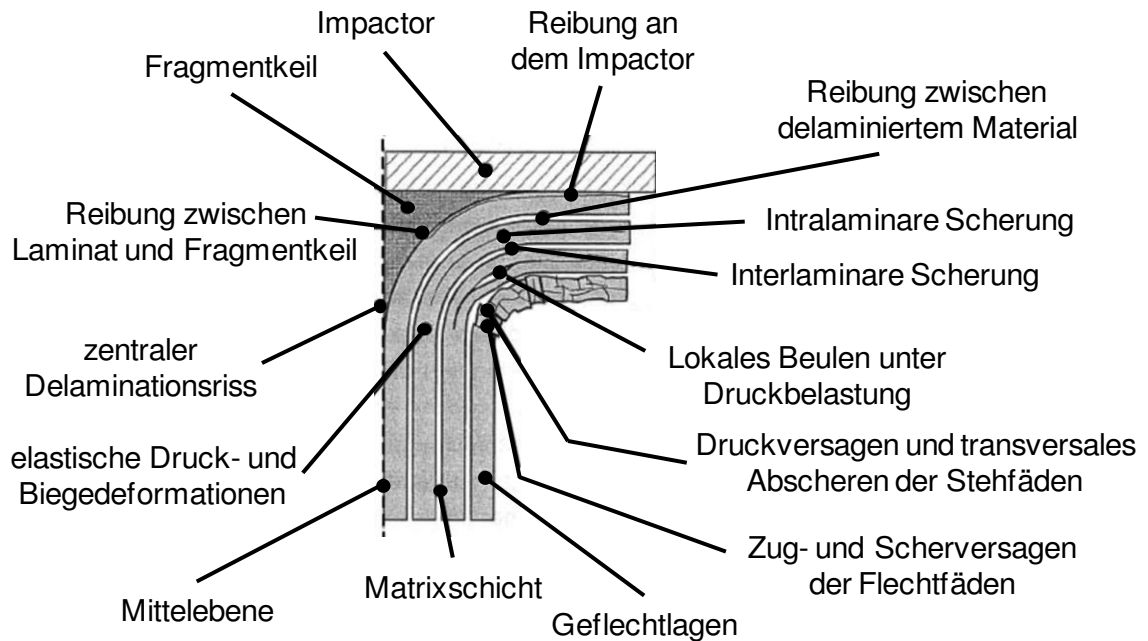
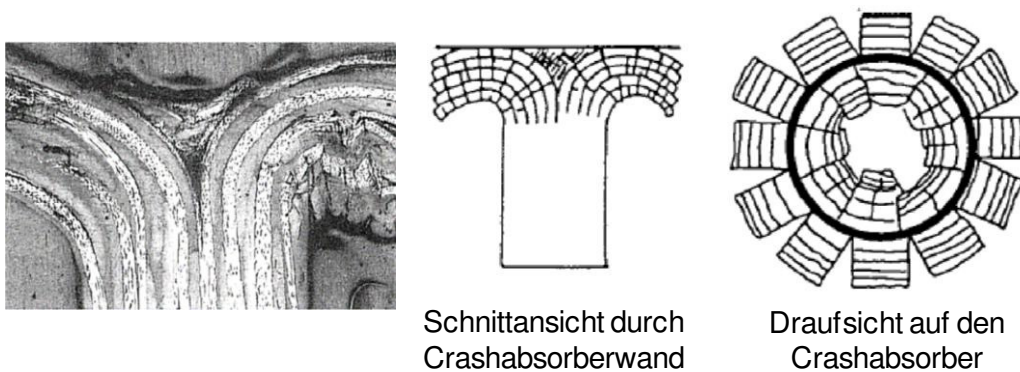


Abb. 5-11: Energieabsorptionsmechanismen der Rohrproben an der Crashfront [REI08]

Bei den getesteten Proben handelt es sich um insgesamt sechs Geflechtlagen, von denen jeweils von der Crashabsorbermitte betrachtet drei nach innen und drei nach außen gebogen werden und infolge der Scherbeanspruchung delaminieren. Nach der Delamination spleißen die Geflechtlagen in Umfangsrichtung auf und bilden Faserbündel, in denen es im weiteren Verlauf durch die hohe Biege- und Scherbeanspruchung zum Faserbruch kommt (Abb. 5-12). Dadurch werden die abgetrennten Faser- und Matrixfragmente von dem Crashabsorber weggeschleudert, wodurch eine erhebliche Staubentwicklung entsteht [REI08].



Schnittansicht durch
Crashabsorberwand

Draufsicht auf den
Crashabsorber

Abb. 5-12: Delamination der Crashabsorberschichten [REI08, HON06]

Die folgende Abb. 5-13 zeigt exemplarisch eine im Fallturmversuch getesteten Rohrprobe.



Abb. 5-13: Im Fallturmversuch getestete Rohrprobe

5.4 Versuchsauswertung und Ergebnisvergleich

In Folgenden werden die aus den Fallturmversuchen ermittelten Kraft-Weg-Verläufe dargestellt, analysiert und miteinander verglichen. Hierbei werden lediglich die Deformationen über 180 mm betrachtet, da in diesem Bereich der Einfluss der zusätzlichen Deformationselemente zum Schutz des Prüfstandes vor Beschädigung vernachlässigt werden kann. Abb. 5-14 zeigt die Kraftaufnahme aller Proben mit 45° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil sowie das daraus gebildete arithmetische Mittel. Auffällig ist hierbei, dass einzelne Kurven deutliche Abweichungen aufzeigen. Dieses Verhalten, das bei allen neun Varianten zu beobachten ist, ist auf verschiedene Ursachen zurückzuführen.

Einer der wichtigsten Gründe für das unterschiedliche Verhalten einzelner Probekörper ist die Inhomogenität des Werkstoffes, welche produktionsbedingt ist und sich in unterschiedlicher Ausprägung bei verschiedenen Geflechtvarianten zeigt, jedoch auch zwischen einzelnen Bauteilen einer Variante beobachtet werden kann. Besonders auffällig sind Poren in der Matrix. Diese bilden sich, wenn der Fluss des injizierten Harzes durch die Fasern und deren Lage behindert wird, so dass es nicht in jeden Hohlraum dringen kann. Die Entstehung der Poren ist dabei abhängig vom Flechtwinkel und Stehfadenanteil. Proben mit 45° Flechtwinkel zeigen unabhängig vom Anteil des Stehfadens keine Poren, wohingegen bei einem Flechtwinkel von 30° viele kleine Poren über den gesamten Probenquerschnitt verteilt sind (Abb. 5-15 links) und mit steigendem Stehfadenanteil abnehmen. Besonders große Poren weisen die Proben mit einem Flechtwinkel von 60° und einem Stehfadenanteil von 50 % auf (Abb. 5-15 Mitte). Hier finden sich neben vielen kleinen, teilweise sehr große Hohlstellen im Material, die sich negativ auf die Kraftaufnahmefähigkeit auswirken.

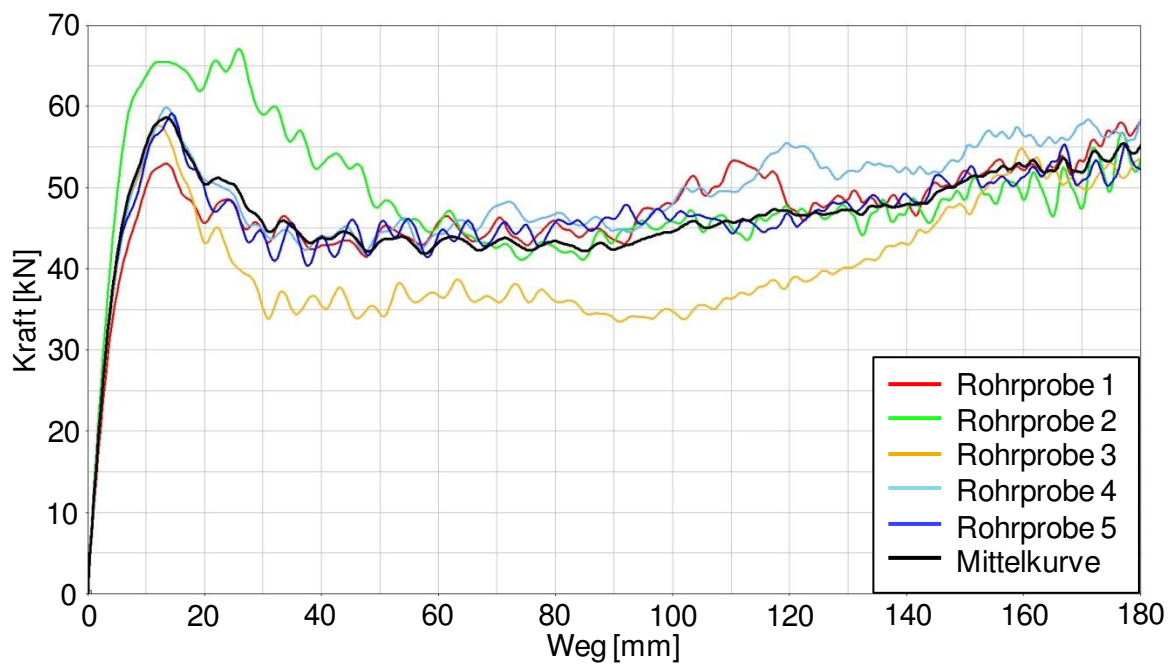


Abb. 5-14: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 45° FW / 0 % SF

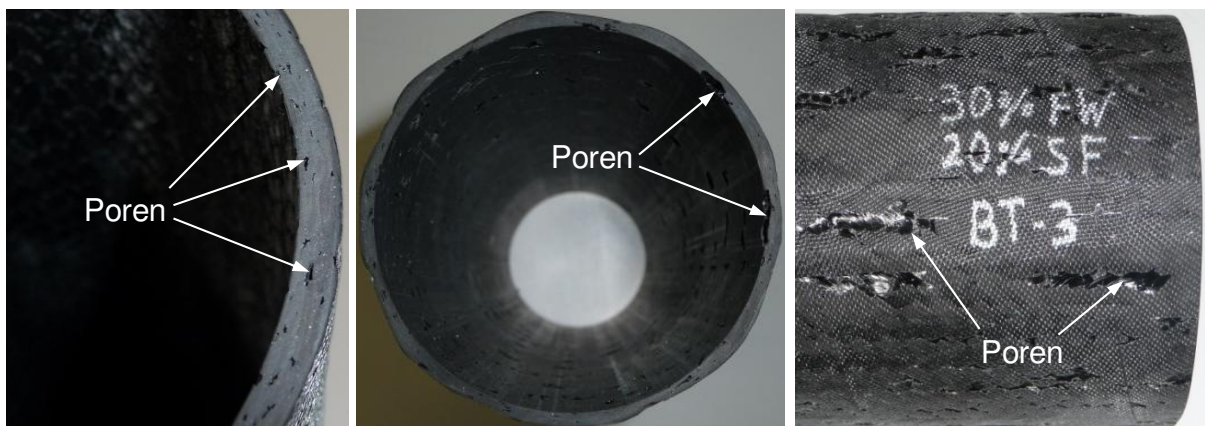


Abb. 5-15: Poren im Wandmaterial der Rohrproben

Zu den nicht sichtbaren Poren im Inneren des Materials kommen bei einigen Proben kleine Krater an der Innen- und Außenseite hinzu (Abb. 5-15, rechts).

Durch das verwendete Herstellungsverfahren besitzen alle Probenkörper denselben Innendurchmesser mit einer glatten Oberfläche auf der Innenseite, während die äußeren Oberflächen verschiedener Varianten teilweise, aufgrund der Abdichtung mit einem flexiblen Folienschlauch zu dieser Seite hin, teilweise einen stark wellenförmigen Verlauf aufweisen (Abb. 5-16). Diese Wellen führen dazu, dass die Proben keine gleichmäßige Wandstärke aufweisen (Abb. 5-17, links).

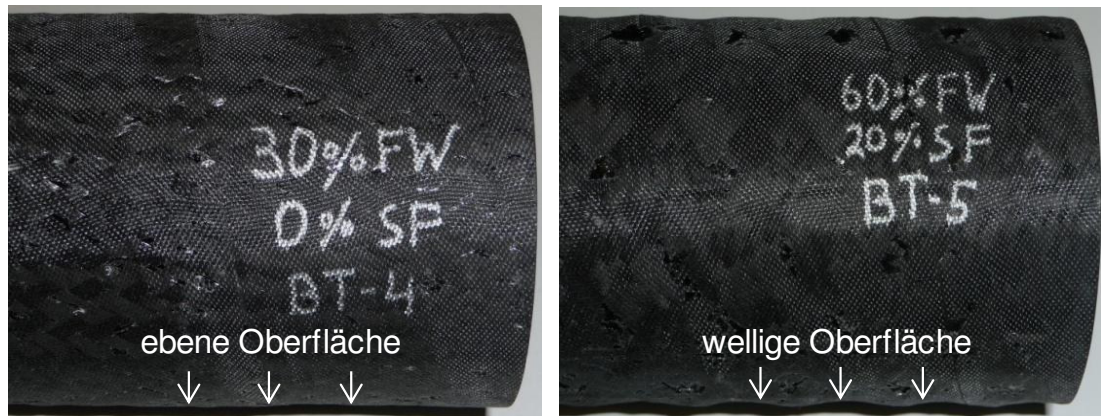


Abb. 5-16: Schwankungen an der Probenoberfläche

Auch führt das Produktionsverfahren zu Wulsten an der Bauteilseite (Abb. 5-17, Mitte), die je nach Variante stärker oder schwächer ausgeprägt sind. Sogar bei Proben mit annähernd konstanten Wandstärken gibt es innerhalb einer Geflechtvariante teilweise große Unterschiede (Abb. 5-17, rechts). Es ist leicht nachvollziehbar, dass eine Probe gleicher Art bei gleichen Randbedingungen und unterschiedlichen Wandstärken ein anderes Verhalten zeigt.

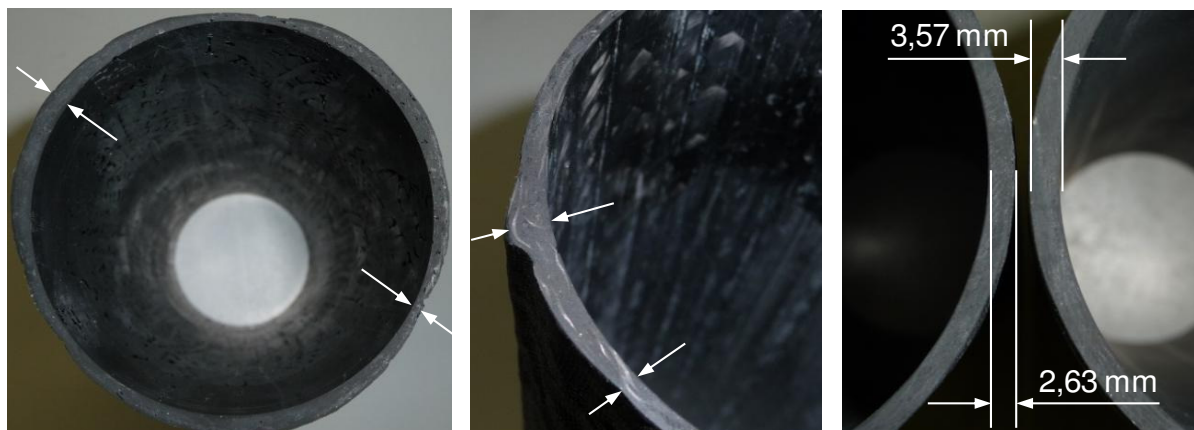


Abb. 5-17: Wandstärkenunterschiede bei den Rohrproben

Neben der Inhomogenität und der Wandstärkenunterschiede haben auch Ungenauigkeiten in der Versuchsdurchführung einen Einfluss auf die Ergebnisse. Bei dem Fallturmversuch wird die Fallmasse manuell auf eine bestimmte Höhe gebracht. So können auch bei sorgfältigem Vorgehen kleine Abweichungen bei der Einstellung der Fallhöhe auftreten, welche Auswirkungen auf die Aufprallgeschwindigkeit des Impactors haben, die wiederum den Kraftverlauf beeinflussen.

Zur besseren Vergleichbarkeit werden im Folgenden nur noch die Mittelkurven der geprüften Varianten betrachtet. Die Versuchsergebnisse aller Bauteile einer Serie finden sich im Anhang (Abschnitt 11.4), die Mittelkurven aller Varianten gibt Abb. 5-18 wieder.

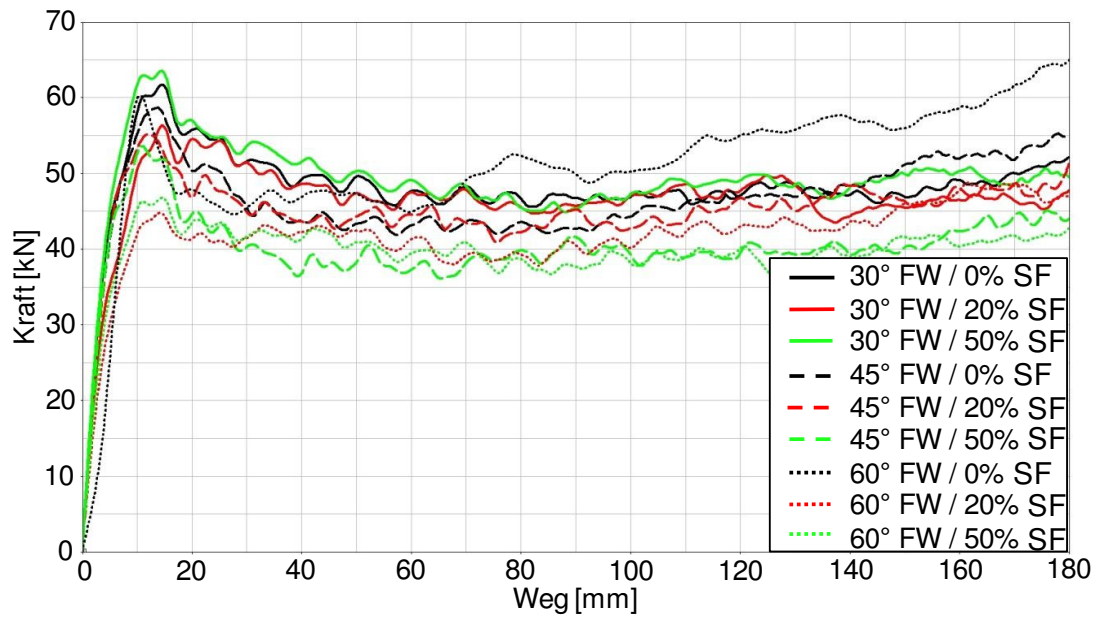


Abb. 5-18: Mittelkurven der Kraft-Weg-Verläufe aller Varianten

Abb. 5-19 zeigt die Mittelkurven aller Varianten mit einem Flechtwinkel von 45°. Zu Beginn gibt es einen steilen, degressiven Anstieg der Kraft bis zu einem Peak, der bei einem Deformationsweg von ca. 14 mm, also nach Aufzehren der ca. 5 mm langen Triggerzone, erreicht wird. Nach dem Peak sinkt der Kraftverlauf zunächst etwas ab, bis er ab etwa 80 mm Deformationsweg wieder zu steigen beginnt.

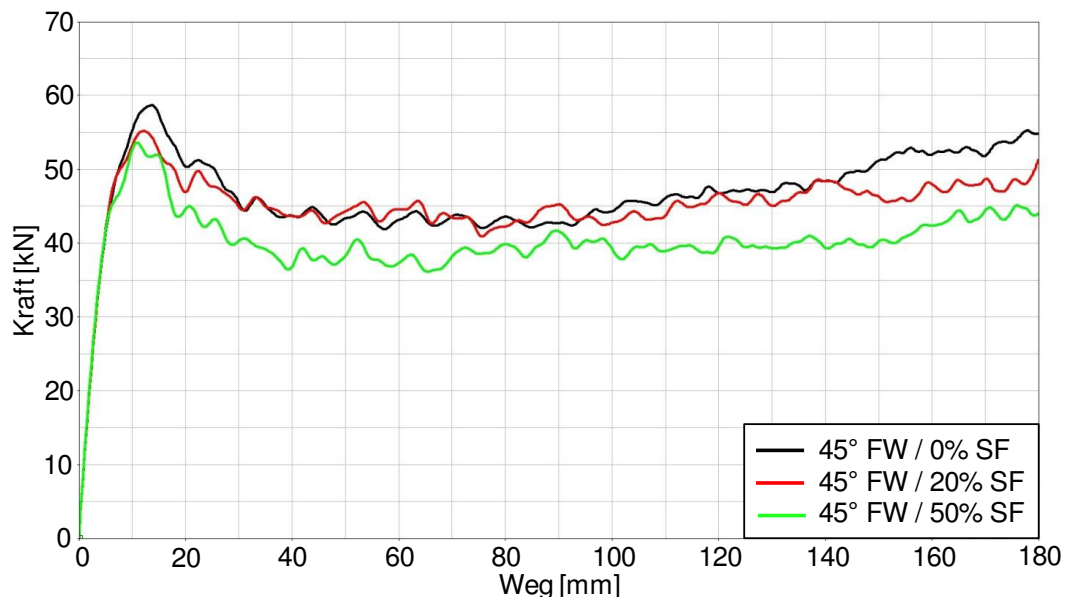


Abb. 5-19: Vergleich der Mittelkurven aller Varianten mit 45° Flechtwinkel

Bei den Varianten mit einem Flechtwinkel von 45° nehmen die Bauteile ohne Stehfäden die größte wegabhängige Energiemenge auf, da sie den höchsten Peak aufweisen und auch im

weiteren Verlauf auf einem hohen Kraftniveau deformieren. Der Vergleich der Mittelkurven zeigt, dass eine Steigerung des Stehfadenanteils die Energieaufnahmefähigkeit verringert.

Bei der Betrachtung der Mittelkurven aller Varianten mit 30° Flechtwinkel ist auffällig, dass die Kurven ähnliche Verläufe aufweisen (Abb. 5-20). Lediglich im Bereich des Peaks gibt es einen deutlichen Unterschied. Anders als bei den Varianten mit 45° Flechtwinkel besitzen die Crashabsorber mit 50 % Stehfadenanteil den höchsten und die mit 20 % den niedrigsten Peak. Der Vergleich zwischen diesen beiden Flechtwinkeln zeigt, dass unabhängig vom Flechtwinkel keine eindeutige Aussage über den Einfluss des Stehfadenanteils auf die Energieaufnahmefähigkeit getroffen werden kann.

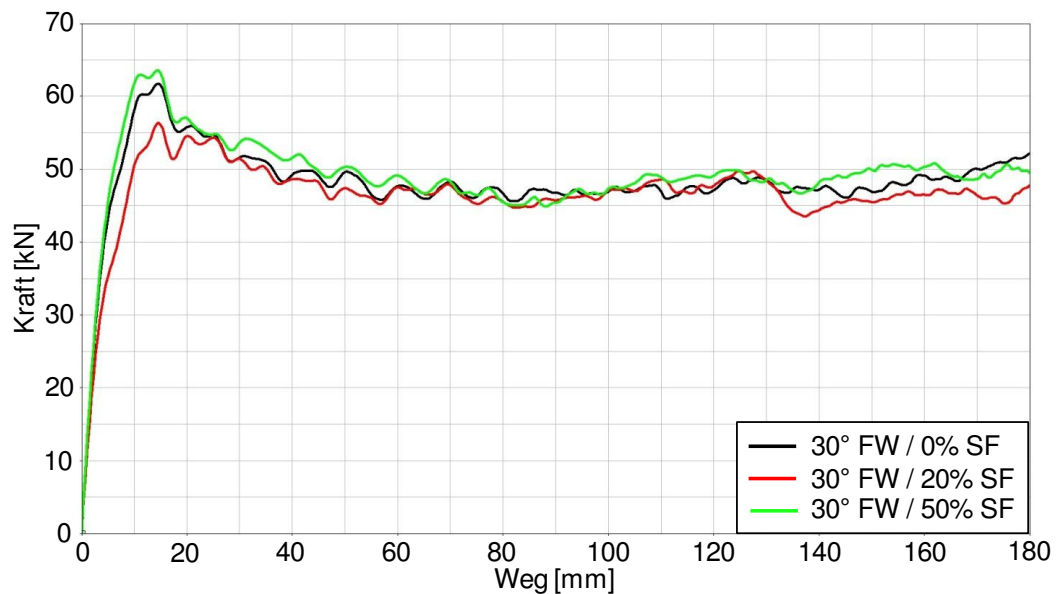


Abb. 5-20: Vergleich der Mittelkurven aller Varianten mit 30° Flechtwinkel

Abb. 5-21 zeigt den Vergleich der Mittelkurven der Proben mit 60° Flechtwinkel. Während die Varianten mit 20 % und 50 % Stehfadenanteil ein ähnliches Verhalten haben, fällt die Variante mit 0 % Stehfadenanteil mit einem stark abweichenden Verhalten auf. Im Vergleich zu allen anderen Rohrproben zeigt sich ein progressiver Kraftverlauf bis zu einem ausgeprägten Peak und einem steilen Anstieg der Kraft bis 180 mm Deformationsweg. Der Grund hierfür konnte nicht geklärt werden. Durch eine Vergleichsprüfung konnte ein Einfluss des Prüfstands ausgeschlossen werden. Somit könnte die Abweichung in den beiden Produktionsschritten Flechten und Imprägnieren liegen. Zum Beispiel durch eine Veränderung von Produktionsparameter oder durch eine Abweichung der Materialeigenschaften zwischen unterschiedlicher Chargen. Aus Ressourcengründen wird im Rahmen dieses Projektes nicht weiter auf die Ursachen eingegangen und die Variante mit 60° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil in der folgenden Simulation nicht betrachtet. Bei der Betrachtung der anderen beiden Kurven fällt auf, dass diese im Vergleich zu den zuvor beschriebenen Varianten keinen ausgeprägten Peak besitzen und darüber hinaus einen relativ ebenen Kraftverlauf aufweisen. Der Einfluss des Stehfadenanteils ist hier sehr gering ausgeprägt.

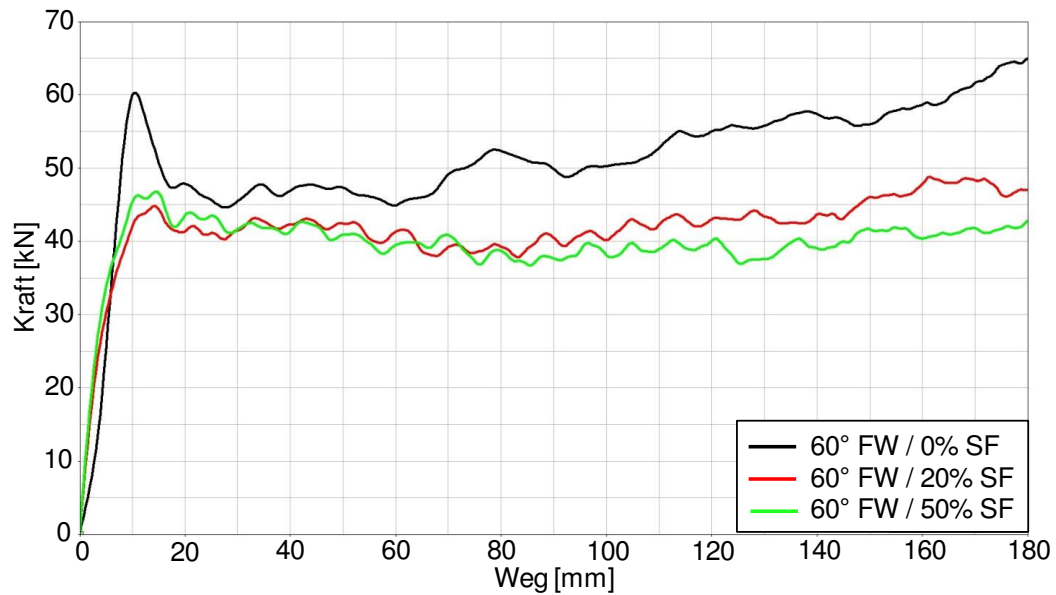


Abb. 5-21: Vergleich der Mittelkurven aller Varianten mit 60° Flechtwinkel

Einen Vergleich der Energieaufnahmefähigkeit der Rohrproben ohne Stehfäden zeigt Abb. 5-22. Dabei weisen die Proben mit 30° Flechtwinkel gegenüber denjenigen mit 45° Flechtwinkel ein allgemein höheres Kraftniveau auf. Aus dem zuvor genannten Grund wird dabei das Verhalten der Geflechtvariante mit einem Flechtwinkel von 60° nicht betrachtet. Auch ein Vergleich der Kraftverläufe aller Geflechtvarianten mit einem Stehfadenanteil von 20 % zeigt, dass diejenige mit einem Flechtwinkel von 30° die höchste Energieaufnahme besitzt, aber insgesamt ein niedrigeres Kraftniveau erreicht, als diejenige mit 0 % Stehfadenanteil. Die Rohrproben mit einem Flechtwinkel von 60° nehmen im Vergleich zu den anderen beiden die geringste Energie auf (Abb. 5-23).

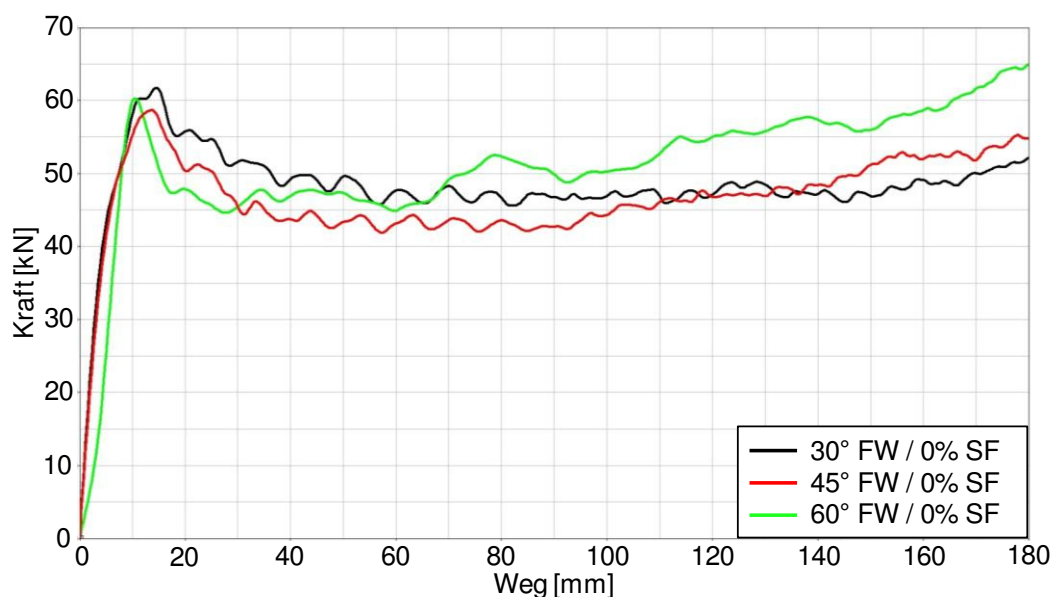


Abb. 5-22: Vergleich der Mittelkurven aller Varianten mit 0 % Stehfadenanteil

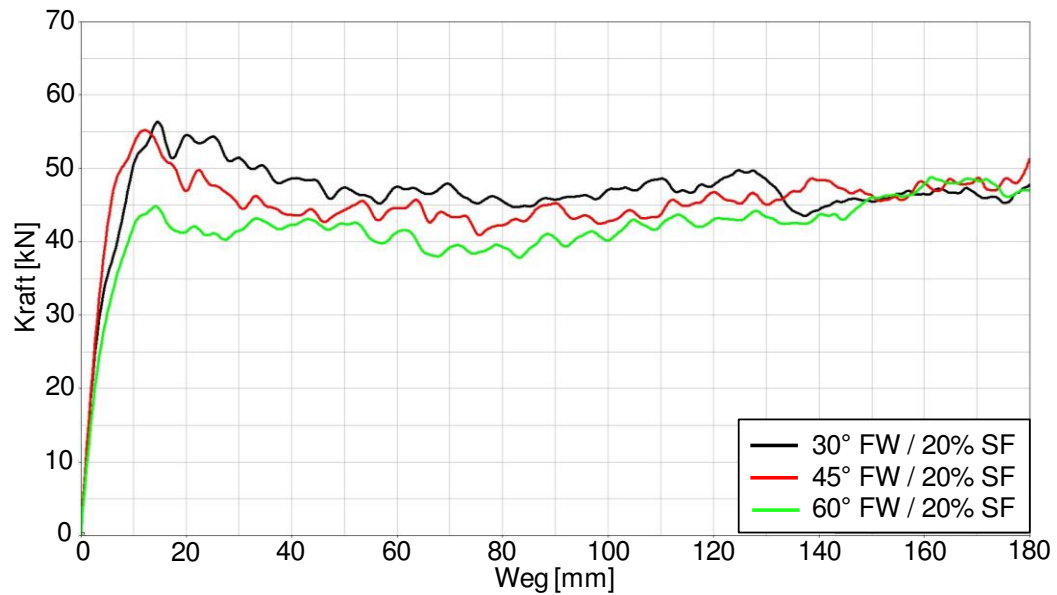


Abb. 5-23: Vergleich der Mittelkurven aller Varianten mit 20 % Stehfadenanteil

Abb. 5-24 zeigt den Vergleich der Mittelkurven aller Varianten mit einem Stehfadenanteil von 50 % in dem diejenige mit 30° Flechtwinkel die mit Abstand höchste Energieaufnahme aufweist. Der Kraft-Peak erreicht dabei einen Wert von ca. 64 kN, das Kraftniveau nach diesem liegt bei ca. 50 kN. Demgegenüber erreicht der Kraft-Peak der Rohrproben mit 45° Flechtwinkel lediglich einen Wert von 63 kN und ist somit deutlich niedriger. Die Rohrproben mit 60° Flechtwinkel erreichen ein ähnliches Kraftniveau wie die mit 45° Flechtwinkel, weisen aber einen deutlich ausgeprägteren Peak auf.

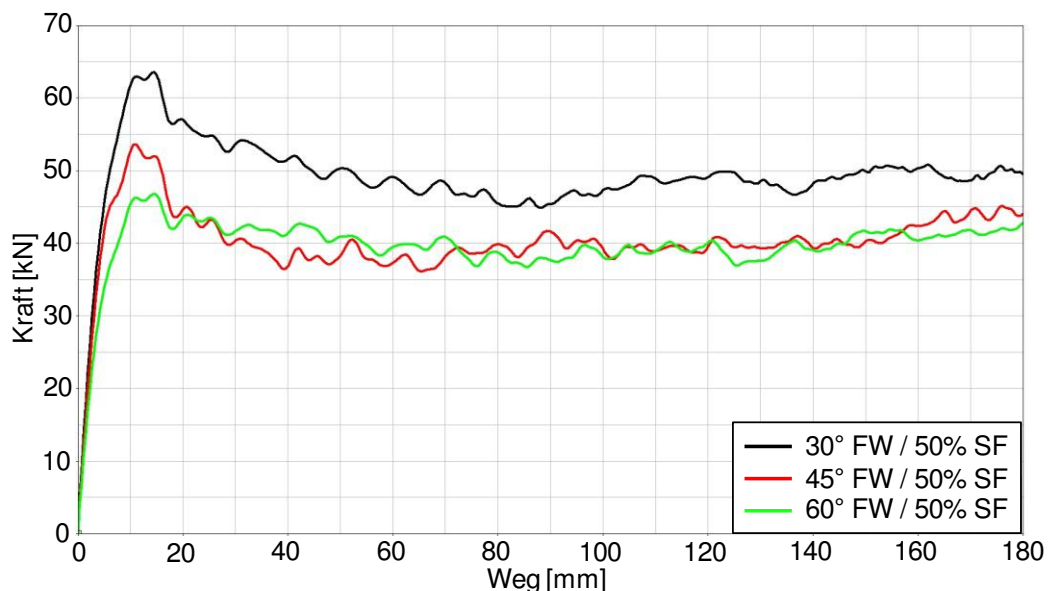


Abb. 5-24: Vergleich der Mittelkurven aller Varianten mit 50 % Stehfadenanteil

Allgemein zeigen die Rohrproben mit einem Flechtwinkel von 30° im Vergleich zu den anderen Flechtwinkeln bei gleichbleibendem Stehfadenanteil stets eine höhere Energieaufnahme.

Die Auswertung der Kraft-Weg-Verläufe berücksichtigt nicht die Masse einzelner Proben. Bedingt durch das Herstellungsverfahren haben die Crashabsorber unterschiedlich engmaschige Strukturen und damit variierende, das Gewicht bestimmende Faservolumenanteile, die einen direkten Einfluss auf die Energieaufnahme haben. Bei der Berücksichtigung des Verhältnisses von Gewicht und Energieaufnahme (Abb. 5-25), also der spezifischen Energieaufnahme, lässt sich ein Zusammenhang zwischen Stehfadenanteil und Energieaufnahme erkennen. Hierbei wird wiederum nur auf die ersten 180 mm der Deformation eingegangen. Wird die Variante 60° FW / 0 % SF ausgeschlossen, so besitzen die Varianten gleichen Flechtwinkels mit steigendem Stehfadenanteil eine höhere spezifische Energieaufnahme. Abb. 5-26 stellt die charakteristischen Eigenschaften der Versuchsreihen einander gegenüber.

Flechtwinkel [°]	+/- 30			+/- 45			+/- 60		
Stehfadenanteil [%]	0	20	50	0	20	50	0	20	50
Gewicht des Crashabsorbers bei 180 mm Länge [g]	208,8	171,6	138,0	182,4	170,4	144,0	182,4	172,8	152,4
Energieaufnahme bei 180 mm Deformationsweg [kJ]	8,668	8,392	8,841	8,389	8,131	7,475	9,190	7,521	7,144
Spezifische Energieaufnahme [kJ/kg]	41,51	48,90	64,07	45,99	47,72	51,91	50,38	43,52	46,88

Abb. 5-25: Spezifische Energieaufnahme aller Prüfkörper

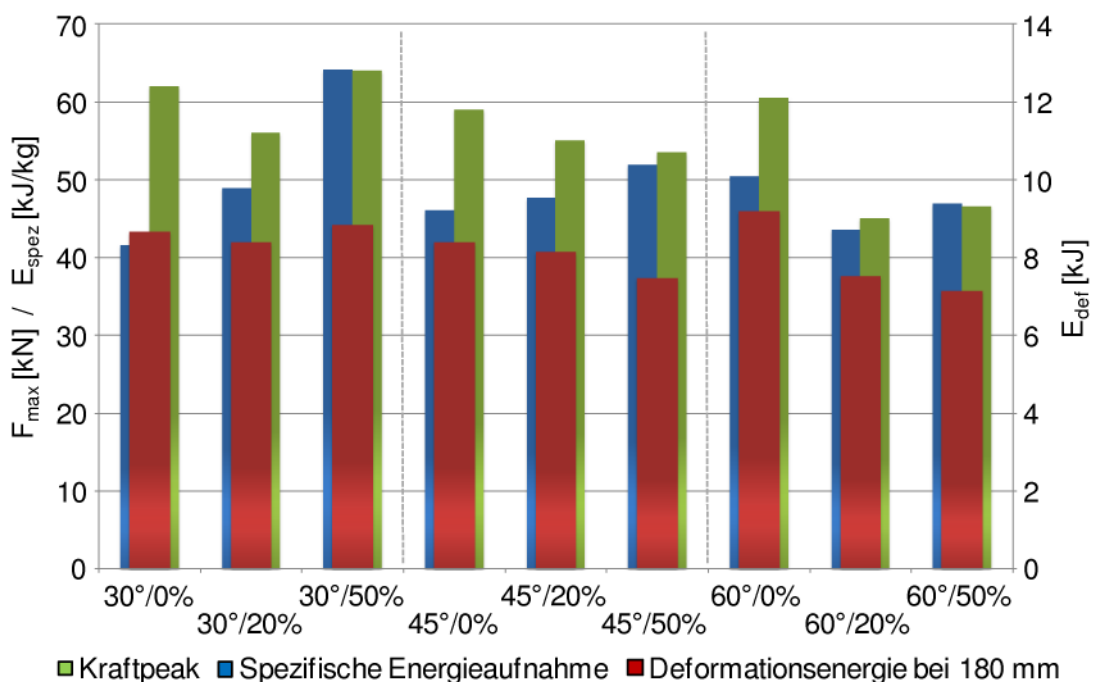


Abb. 5-26: Charakteristische Eigenschaften der Versuchsreihen

6 Simulation

Zur Berechnung der im Rahmen dieses Projektes zu simulierenden Modelle wird der Solver LS-Dyna der Livermore Software Technology Corporation (LSTC) verwendet, da dieser spezielle Materialmodelle zur Abbildung von FVK zur Verfügung stellt und eine große Verbreitung in der Berechnung crashbelasteter Strukturen gefunden hat. Sämtliche Modelleigenschaften werden dabei in einer eigenen Solver-Syntax formuliert. Die entscheidenden Programm-Kommandos werden dabei „Keywords“ genannt und mit einem „*“ gekennzeichnet. Das Keyword und die dazugehörigen Eingabewerte werden als „Karte“ bezeichnet [LIV07].

Die hier beschriebene Simulation dynamischer Kurzzeitbelastung wird im expliziten Integrationsverfahren durchgeführt. Dabei werden die das System beschreibenden Differentialgleichungen für jeden Zeitschritt näherungsweise gelöst und die Ergebnisse zwischengespeichert. Der Zeitschritt ist dabei abhängig von der Elementgröße und den verwendeten Materialeigenschaften und beschreibt die Zeit zwischen zwei durch die Simulation beschriebene Punkte [PIE06]. Für eine sinnvolle Simulationsaussage muss die Zeitschrittweite zur Lösung der Differentialgleichung kleiner sein, als die Zeit, die eine akustische Welle für die Durchquerung des kleinsten Elementes benötigen würde [WEI06]. Dieser sogenannte kritische Zeitschritt kann mit dem Courant-Kriterium für Schalenelemente nach Gl. 6-1 abgeschätzt werden:

$$\Delta t < \Delta t_{\text{kritisch}} \approx \left(\frac{L_{\text{krit}}}{c} \right) = \frac{L_{\text{krit}}}{\sqrt{\frac{E}{\rho \cdot (1-\nu^2)}}} \quad \text{Gl. 6-1}$$

L_{krit} bezeichnet dabei die kleinste vorhandene Elementkantenlänge und c die Wellenausbreitungsgeschwindigkeit, die bei eindimensionaler Ausbreitung und isotropen Werkstoffen aus der Dichte ρ und dem Elastizitätsmodul E berechnet werden kann [MUR10].

Die LS-Dyna-Karte `*CONTROL_TIMESTEP` ermöglicht eine Zeitschrittkontrolle, durch welche der von LS-Dyna errechnete Schritt verringert bzw. skaliert werden kann. Dabei wird der Skalierungsfaktor in der Karte unter dem Parameter (TSSFAC) auf den Wert von 0.7 voreingestellt. Außerdem kann durch Eingabe des Parameters (DT2MS) ein sogenanntes „Mass Scaling“ durchgeführt werden. Durch Eingabe eines positiven Parameterwertes wird die Dichte von jedem Element so verändert, dass nach Gl. 6-1 der Elementzeitschritt einem vorgegebenen globalen Zeitschritt entspricht. Bei dynamischen Berechnungen kann es dabei zu einer großen Massenveränderung der Elemente kommen, so dass für diese Anwendungen ein negativer Parameterwert empfohlen wird, da das negative Vorzeichen vorschreibt, dass die Dichte nur derjenigen Elemente verändert wird, deren Elementzeitschritt kleiner, als der vorgegebene globale ist [HOE06]. Im Falle des Crashabsorbermodells wird daher der Zeitschritt $-2.5E-7$ s eingestellt.

In den folgenden Abschnitten werden zunächst die zur Modellierung der im Rahmen dieses Projektes zu simulierenden Energieabsorber verwendete Materialmodelle und die Methode zur Abbildung der Geflechtlagen beschrieben. Im weiteren Verlauf wird auf die verwendeten Kontaktformulierungen und die zu übertragenden Randbedingungen des Versuchsaufbaus eingegangen. Zuletzt wird das Vorgehen zur Optimierung der Crashabsorber-Modelle in Bezug auf das Delaminationsverhalten und die Kraftaufnahme dargestellt.

6.1 Auswahl geeigneter Materialmodelle

Für die Beschreibung von Faserverbundwerkstoffen in numerischen Simulationen gibt es unterschiedliche Approximationsansätze. Auf mikromechanischer Ebene stellen Faserverbundwerkstoffe inhomogene Werkstoffe dar, welche aus Fasern und Matrix bestehen. Das mechanische Verhalten einer Einzelschicht des homogenisierten Verbundes wird aus den Materialeigenschaften der Einzelkomponenten sowie deren jeweiligen relativen Volumenanteilen berechnet. In der Makromechanik wird der inhomogene Aufbau von Faserverbundwerkstoffen mit Hilfe der klassischen Laminattheorie (CLT) betrachtet. Dabei wird ein Mehrschichtverbund bestehend aus n unidirektionalen Einzelschichten, deren Faserorientierungen um einen Winkel θ gegenüber der Bezugsrichtung gedreht sind, als homogenes Kontinuum (Platte) idealisiert und die aus den äußeren Belastungen resultierenden Spannungen in die Einzellagen zurückgerechnet [MID04].

Für die Simulation der geflochtenen Crashabsorber wird das LS-Dyna-Materialmodell 58 (*MAT_58) mit dem Namen *MAT_LAMINATED_COMPOSITE_FABRIC verwendet, da es nach Literatur die besten Resultate aufweist. Dieses sogenannte „Elastic Damage“ Modell wurde von Matzenmiller vorgestellt und geht von einer makroskopischen Betrachtungsweise aus [KON11]. Dabei wird die Annahme getroffen, dass sich bei einer Deformation Mikrorisse im Materialgefüge ausbreiten, welche zur kontinuierlichen Abnahme der Steifigkeitseigenschaften führen. Zur mathematischen Beschreibung dieses Schädigungsverhaltens berechnet LS-Dyna für unterschiedliche Belastungszustände sogenannte Damage-Parameter ω_i . Die Gl. 6-2 beschreibt die Abhängigkeit der Damage-Parameter von der kalkulierten Dehnung ε_i und der maximal zulässigen Dehnung ε_{fi} , welche als Eingangsgrößen zur Berechnung herangezogen werden. Der Wert von m_i ist dabei durch die Materialmodelldefinition des Solvers vorgegeben.

$$\omega_i = 1 - \exp \left[-\frac{1}{m_i} \left(\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_{fi}} \right)^{m_i} \right] \quad \text{Gl.6-2}$$

Nach dieser Formel kann ein Damage-Parameter ω_i lediglich Werte zwischen null und eins annehmen. Bei einer unbelasteten Probe liegt keine Materialdehnung vor, wodurch der exponentielle Ausdruck dem Wert eins entspricht und die gesamte Gleichung den Wert null annimmt. Bei steigender Schädigung des Materialgefüges nähert sich ω_i dem Wert eins an.

Über die ermittelten Damage-Parameter und weitere mechanische Kennwerte kann der Solver eine Matrix erstellen und die Steifigkeit berechnen. Eine solche Matrix ist in Gl. 6-3

dargestellt, wobei die Indizes sich auf die Richtung der Koordinatenachsen beziehen. Mit Index 1 wird die Achse bezeichnet, die parallel zur Faserrichtung verläuft, wohingegen Index 2 für diejenige steht, die senkrecht zur Faserrichtung in Laminatenebene verläuft (Abb. 6-1).

$$C(\omega) = \frac{1}{D} \cdot \begin{pmatrix} (1-\omega_{11})E_{11} & (1-\omega_{11})(1-\omega_{22})v_{21}E_{22} & 0 \\ (1-\omega_{11})(1-\omega_{22})v_{12}E_{11} & (1-\omega_{22})E_{22} & 0 \\ 0 & 0 & D(1-\omega_{12})G \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 6-3}$$

mit

$$D = 1 - (1-\omega_{11})(1-\omega_{22})v_{12}v_{21} > 0 \quad \text{Gl. 6-4}$$

und

ω_i : damage-Parameter für Belastung i

E_i : Elastizitätsmodul in Richtung i

v_{ij} : Poisson-Konstante für Querdehnung in Richtung i bei Belastung in Richtung j

G: Schubmodul

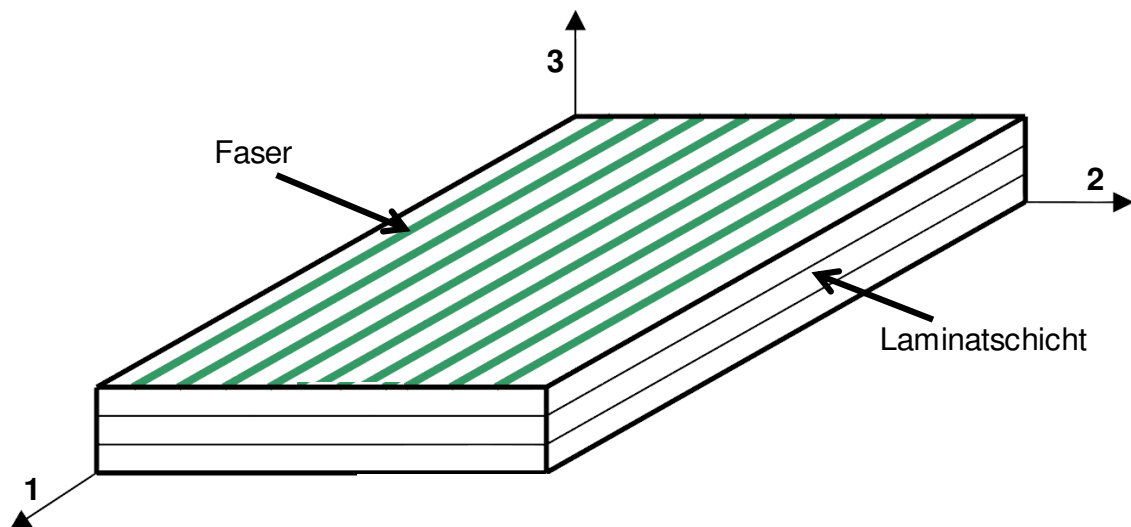


Abb. 6-1: FVK-Laminat mit Koordinatenachsenbezeichnung [PIE06]

Abgesehen von der Berechnung der Schädigung des Materials über die maximale Dehnung bietet das Modell drei zusätzliche Kriterien (Versagensflächen), die ein Versagensverhalten basierend auf den maximal zulässigen Spannungen in den Laminatschichten beschreiben. Dabei hängt die Wahl des Versagenskriteriums von dem abzubildenden Material ab. Unter den für *MAT_58 implementierten Versagensflächen, kann aus drei Typen ausgewählt werden [LIV07]:

Typ A: „Smooth failure surface“ für einzelne unidirektional (UD) verstärkte Schichten (Parameter FS = 0)

Typ B: „Smooth failure surface“ für vollständige Lamine und Gewebe (Parameter FS = 1)

Typ C: „Non smooth failure surface“ für vollständige Lamine und Gewebe (Parameter FS = -1)

Jedoch ist in LS-Dyna kein Versagenskriterium implementiert, das für beliebige biaxiale oder triaxiale Textilverstärkungen, wie zum Beispiel Geflechte, verwendet werden kann. Aus diesem Grund wird die Materialbeschreibung des Geflechts in unidirektionale Einzelschichten aufgeteilt. Bei diesen handelt es sich um jene für die drei Faserrichtungen „positiver Flechtwinkel“, „negativer Flechtwinkel“ und „Stehfaden“. Entsprechend wird die Versagensfläche des Typs A verwendet, welcher in der LS-Dyna-Materialkarte durch den Parameter FS ausgewählt werden kann.

Abgesehen von der Wahl des Versagenskriteriums bietet das Materialmodell die Möglichkeit, das Verhalten einer Schicht, die bereits ihre maximal zulässige Spannung erreicht hat, zu beeinflussen. Dabei handelt es sich um die sogenannte Resttragfähigkeit einer Schicht, die durch die Wahl der in der Materialkarte als SLIM bezeichneten Werte für jede Elementversagensart bestimmt wird. Diese werden für die Belastungsarten Zug, Druck und Schub separat definiert, wobei der einstellbare Wertebereich zwischen eins und null liegt (Abb. 6-2).

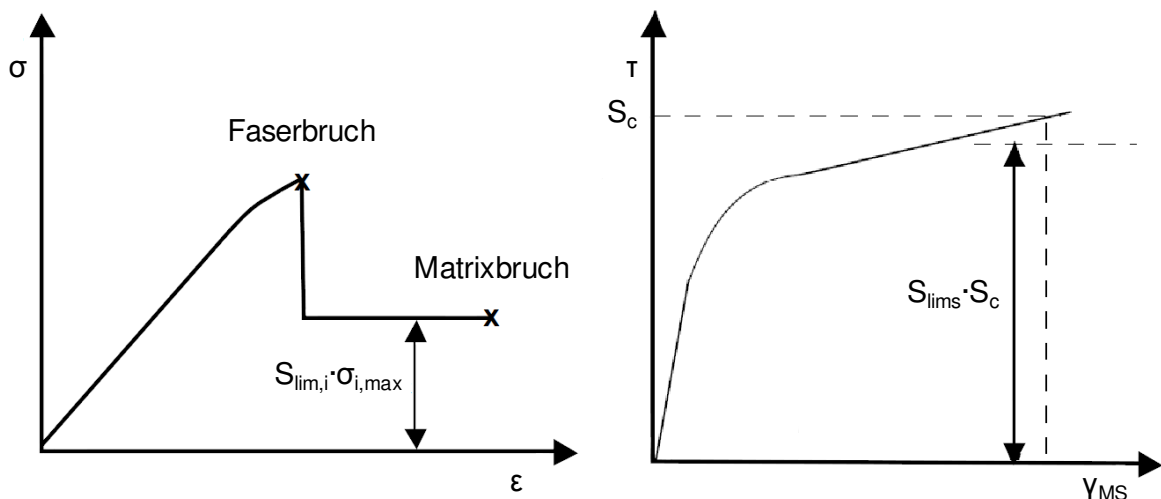


Abb. 6-2: Spannungsbegrenzungsfaktoren für Zug-Druck und Schub [SCH98]

Das verwendete Materialmodell bietet insgesamt drei Optionen zur Beschreibung der Faserorientierung. Hier wird nur die Option $A_{opt} = 3$ verwendet und daher auch nur diese näher erklärt. Bei dieser Option wird die Vorgabe eines Vektors \vec{v} und eines Winkels β benötigt. Für jedes Element wird das Kreuzprodukt aus seiner Normalen und dem vorgegebenen Vektor gebildet. Der daraus resultierende Vektor wird innerhalb der Elementebene um den festgelegten Winkel β gedreht (Abb. 6-3). Damit erhält man die Koordinatenachse 1 des Elementes [PIE06].

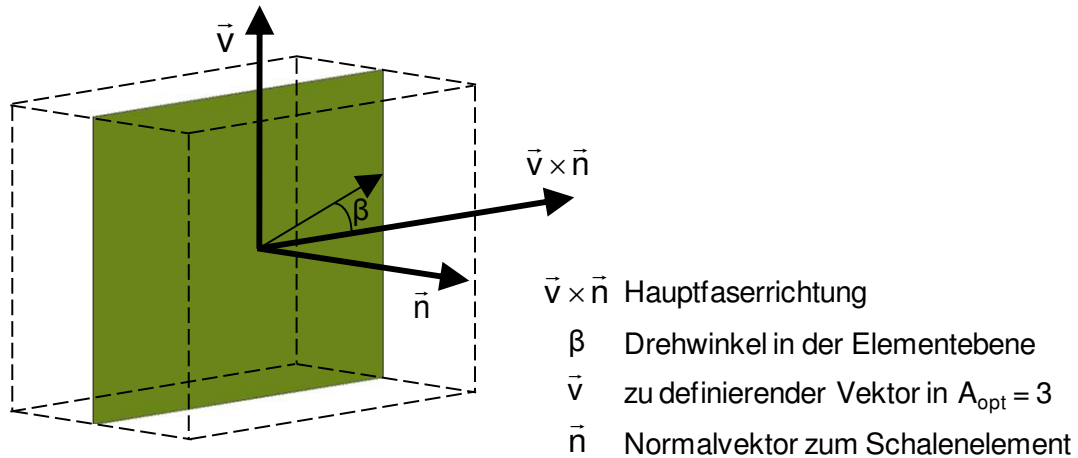
Abb. 6-3: Festlegung der Faserorientierung mit $A_{opt} = 3$

Abb. 6-4 zeigt die LS-Dyna-Karte für *MAT_58, welche das Material über vielfältige Parameter beschreibt, die im Anschluss genauer definiert werden. Zusätzlich sind unterhalb der jeweiligen Parameter in der Materialkarte die für die eingesetzten Materialien unter Berücksichtigung eines aus der Materialdichte abgeschätzten Faservolumengehaltes aus der Literatur ermittelten und teilweise angenommenen Werte eingetragen, die als erste Näherung für die Grobauslegung des Modells dienen [ICK10, MON09, MGS04, TOH09]. LS-Dyna erlaubt die Modellierung in verschiedenen, in sich konsistenten Einheitensystemen. In den hier vorgestellten Arbeiten wurde das Einheitensystem mit den Grundgrößen Millimeter (mm), Tonne (t) und Sekunde (s) verwendet. Daraus ergibt sich für die Kraft die Einheit Newton (N), für Energie die Einheit Joule (J) und für Spannung die Einheit Megapascal (MPa).

MID	RO	EA	EB	EC	PRBA	TAU1	GAMMA1
1	1,5817E-9	51370	25030		7,1E-2		
GAB	GBC	GCA	SLIMT1	SLIMC1	SLIMT2	SLIMC2	SLIMS
18960	18960		0,1	0,1	0,1	0,13	0,425
AOPT	TSIZE	ERODS	SOFT	FS			
3		0,255		0			
XP	YP	ZP	A1	A2	A3		
V1	V2	V3	D1	D2	D3	BETA	
1							
E11C	E11T	E22C	E22T	GMS			
1,8E-2	2,16E-2	1,1E-2	1,68E-2	2,4E-2			
XC	XT	YC	YT	SC			
377	1045	344	362	307			

Abb. 6-4: Materialkarte *MAT_LAMINATED_COMPOSITE_FABRIC [LIV07]

Definition der relevanten Materialparameter:

MID	Materialidentifikationsnummer
RO	Massendichte
EA	E-Modul in Faserrichtung A
EB	E-Modul in transversaler Richtung B
EC	E-Modul in Normalenrichtung C
PRBA	Poisson-Konstante in AB-Ebene
GAB	Schubmodul in AB-Ebene
GBC	Schubmodul in BC-Ebene
GCA	Schubmodul in CA-Ebene
SLIMT1	Spannungsbegrenzungsfaktor in longitudinaler Richtung, nachdem Zugspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
SLIMC1	Spannungsbegrenzungsfaktor in longitudinaler Richtung, nachdem Druckspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
SLIMT2	Spannungsbegrenzungsfaktor in transversaler Richtung, nachdem Zugspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
SLIMC2	Spannungsbegrenzungsfaktor in transversaler Richtung, nachdem Druckspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
SLIMS	Spannungsbegrenzungsfaktor, nachdem Schubspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
ERODS	effektive Dehnung, nach welcher Erosion des Elementes stattfindet
FS	Failure Surface Typ
BETA	Faserorientierungswinkel
E11C	Dehnung bei maximaler Druckspannung in Faserrichtung
E11T	Dehnung bei maximaler Zugspannung in Faserrichtung
E22C	Dehnung bei maximaler Druckspannung in transversaler Richtung
E22T	Dehnung bei maximaler Zugspannung in transversaler Richtung

GMS	Scherverformung bei maximaler Schubspannung
XC	maximale Druckspannung in Faserrichtung
XT	maximale Zugspannung in Faserrichtung
YC	maximale Druckspannung in transversaler Richtung
YT	maximale Zugspannung in transversaler Richtung
SC	maximale Schubspannung

Abgesehen vom Materialmodell 58 wird eine weitere Materialkarte *MAT_ADD_EROSION im Simulationsmodell des Crashabsorbers verwendet (Abb. 6-5).

MID	EXCL	MXPRES	MNEPS				
1							
MNPRES	SIGP1	SIGVM	MXEPS	EPSSH	SIGTH	IMPULSE	FAILTM
			0,5				

Abb. 6-5: Materialkarte *MAT_ADD_EROSION [LIV07]

Diese erweitert die Materialdefinitionen um weitere, zusätzliche Grenzwerte, die eine Erosion von Elementen ermöglichen. Dabei können z.B. maximale Spannung, Dehnung oder eine vorgegebene Zeit bestimmt werden. Somit lässt sich eine numerische Stabilität des Modells durch Löschen stark deformierter Elemente außerhalb des Prüfkörpermodells und der Versagenszone sicherstellen.

Für das Crashabsorber-Modell werden lediglich zwei Parameter dieser Materialkarte verwendet. Beim ersten wird ein Bezug zum Haupt-Materialmodell erstellt (Parameter MID). Auf diese Weise ist eine getrennte Zuweisung von Parametern und Grenzwerten zur Erosion von Elementen unterschiedlicher Materialien möglich. Beim zweiten wird die maximale Dehnung ϵ_{\max} (Parameter MXEPS) definiert, so dass Elemente gleichen Materials nach dem Erreichen des vorgegebenen Wertes gelöscht werden. Die übrigen Parameter werden hier nicht verwendet und daher auch nicht weiter beschrieben.

6.2 Laminataufbau im Finite-Elemente-Modell

Wie zuvor beschrieben bestehen die hier vorgestellten Crashabsorber aus sechs übereinander geflochtenen Lagen. Zur Abbildung dieses Schichtenaufbaus bietet der Solver LS-Dyna fünf unterschiedliche Methoden, welche auf Laminaten basieren, in denen jeder einzelnen Schicht unterschiedliche Materialeigenschaften zugewiesen werden können. Dazu zählen Layered Shell und Stacked Shell zur Modellierung von Schalenelementen, Layered Solid und Stacked Solid zur Modellierung von Volumenelementen und Rebar-Formulierung für die Darstellung von Stabelementen. Der wesentliche Unterschied dieser Methoden liegt in

der Fähigkeit, Schädigungen abbilden zu können [MAI07]. Ein Vorteil dieser Methode ist die geringere Rechenzeit.

Der nachfolgende Abschnitt befasst sich mit der „Stacked Shell“-Methode, da diese die Abbildung von interlaminarem Verhalten ermöglicht und daher als Modellierungsansatz zur Abbildung des in den Fallturmversuchen erkannten Materialverhaltens sehr gut geeignet ist.

6.2.1 Stacked-Shell-Methode

Bei der Stacked-Shell-Methode erfolgt die Abbildung der einzelnen Schichten eines Laminates durch die Verwendung von einem oder mehrerer Schalenelemente über die Laminatdicke verteilt. Dabei werden pro Element nur wenige Integrationspunkte benötigt. Im Vergleich zur Layered-Shell-Methode, die nur ein Schalenelement zur Abbildung von Laminaten benötigt, ist die Anzahl der Elemente bei der Stacked-Shell-Methode bei gleicher Netzfeinheit höher, wodurch der Rechenaufwand und somit die Simulationszeit steigen [MAI07].

Abb. 6-6 zeigt ein Beispiel eines mit der Stacked-Shell-Methode abgebildeten Laminates. Dabei liegen die Schalenelemente zur Beschreibung einer unidirektionalen (UD) Schicht in der Mittelebene der jeweiligen Schicht und weisen in Dickenrichtung einen Abstand zueinander auf, wobei jedoch auch eine abstandslose Modellierung der Elemente denkbar ist. Darüber hinaus bietet diese Methode die Möglichkeit der Kombination mit der Layered-Shell-Methode, um mit einem einzigen Element mehrere UD-Schichten abzubilden. In Kombination mit einer geeigneten Kontaktformulierung zwischen den Elementen ist eine gute Abbildung von Delaminationsvorgängen möglich [MAI07].

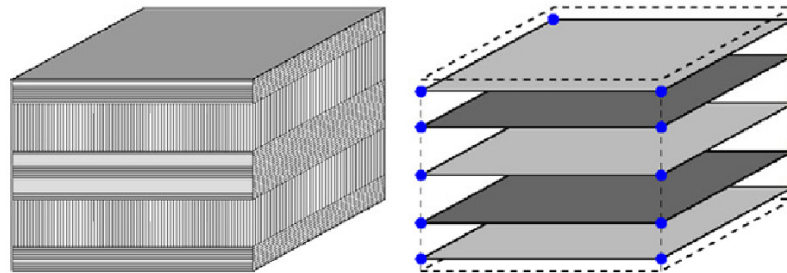


Abb. 6-6: Modellierung eines Laminates mit der Stacked-Shell-Methode [MAI07]

Die Modellierung der hier betrachteten Modelle wird mittels dieser Methode durchgeführt, wobei jede Geflechtlage durch eine Schalenelementschicht abgebildet wird. In Abhängigkeit der zu simulierenden Crashabsorbervariante werden in jeder Elementschicht jeweils zwei bzw. drei UD-Schichten definiert.

6.2.2 Aufteilung einer Geflechtlage in UD-Anteile

Wie zuvor beschrieben stellt eine Elementschicht je eine Geflechtlage dar. Die Modellierung eines Geflechts in LS-Dyna ist aufgrund der zuvor beschriebenen Einschränkungen nicht rein makroskopisch möglich. Vereinfachend wird es in einzelne UD-Schichten zerlegt und

deren Dicke entsprechend der Anteile der jeweiligen Faserorientierung skaliert. Dabei wird jeder dieser Schichten ein Schalenintegrationspunkt zugewiesen. Abb. 6-7 zeigt exemplarisch die Aufteilung eines Geflechtes mit Stehfadenanteil in einzelne Schichten.

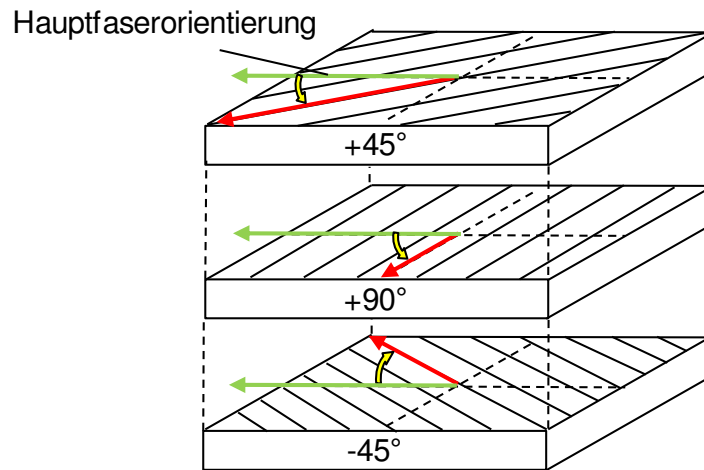


Abb. 6-7: Aufteilung eines Geflechtes in UD-Schichten

Während für ein Geflecht ohne Stehfäden nur die Abbildung von zwei Schichten notwendig ist, kommt bei der Verflechtung von Stehfäden eine dritte hinzu, welche mittig angeordnet wird. Die Skalierung der Schichtdicken erfolgt über die Verhältnisse der Längen von Fasern unterschiedlicher Orientierungen zur Gesamtfadenlänge. Auf die genaue Vorgehensweise bei der Skalierung wird in einem späteren Abschnitt eingegangen.

LS-Dyna bietet die Möglichkeit, einen Laminataufbau mittels der Karte *PART_COMPOSITE für eine Modellkomponente zu definieren. Die Lage der Integrationspunkte wird dabei über die Eingabe der einzelnen Schichtdicken (Parameter THICK) bestimmt. Die Orientierung der Fasern innerhalb jeder Schicht wird unter dem Parameter B eingestellt, die Zuweisung des Materials erfolgt über den Eintrag MID (Abb. 6-8).

PID	ELFORM	SHRF	NLOC	MAREA	HGID	ADPOPT
1	2	0,5			1	
MID1	THICK1	B1		MID2	THICK2	B2
1	0,112	45		1	0,159	90
MID3	THICK3	B3				
1	0,112	-45				

Abb. 6-8: Karte *PART_COMPOSITE [LIV07]

Darüber hinaus erfolgt die Festlegung des Elementtyps unter dem Parameter ELFORM, wobei im Rahmen dieses Projektes lediglich der Typ Belytschko-Tsay verwendet wird, welcher durch die Angabe des Wertes 2 für ELFORM verwendet werden kann. Die Eingabe eines

Skalierungsfaktors unter dem Parameter SHRF reduziert die Verzerrung von Schalenelementen durch Querschubbelastung. Außerdem besteht die Möglichkeit unter dem Parameter HGID für jede *PART_COMPOSITE-Karte eine eigene Hourglass-Kontrolle zuzuweisen.

Als Hourglassing wird ein energiefreier Deformationszustand bezeichnet, der gerade bei 1-Punkt integrierten Solidelementen und bei Schalenelementen auftritt [HOE06]. Dadurch wird eine nicht physikalische Verformung des Simulationsmodells hervorgerufen, die durch den Solver mittels einer Gegenkraft verhindert wird. Dies geschieht durch die Verwendung der Hourglass-Kontrolle, welche das Netz numerisch stabilisiert. Abb. 6-9 zeigt die Hourglass-Kontrolle, welche im Simulationsmodell des Crashabsorbers zu einer Reduzierung des Hourglassings auf einen unkritischen Energiedissipationswert führt. Hierbei findet das Keyword *HOURGLASS Verwendung.

HGID	IHQ	QM	IBQ	Q1	Q2	QB	QW
1	1	0,1	0	1,5	6,0E-1	0,1	0,1

Abb. 6-9: Karte *HOURGLASS [LIV07]

Die Ondulation der Fasern wird dabei nicht berücksichtigt. Ihr Einfluss muss in der Materialvalidation ebenso wie der die Delaminationshemmende Einfluss von Kreuzungspunkten von Fasern angenähert werden.

6.3 Brucharten und Versagenskriterien

Im Vergleich zu homogenen und isotropen Materialien ist eine Versagensanalyse faserverstärkter Kunststoffe wesentlich komplexer. Das Versagen dieses Werkstoffs wird auf zwei verschiedenen Ebenen betrachtet: innerhalb einer Einzellege und innerhalb des Laminates.

Bei einer Belastung innerhalb einer Einzellege wird zwischen den beiden Versagensarten, Faserbruch (FB) und Zwischenfaserbruch (ZFB) unterschieden. Abb. 6-10 zeigt die Versagensarten, welche durch die drei Belastungsrichtungen, axiale Normalspannung, transversale Normalspannung und Schubspannung hervorgerufen werden.

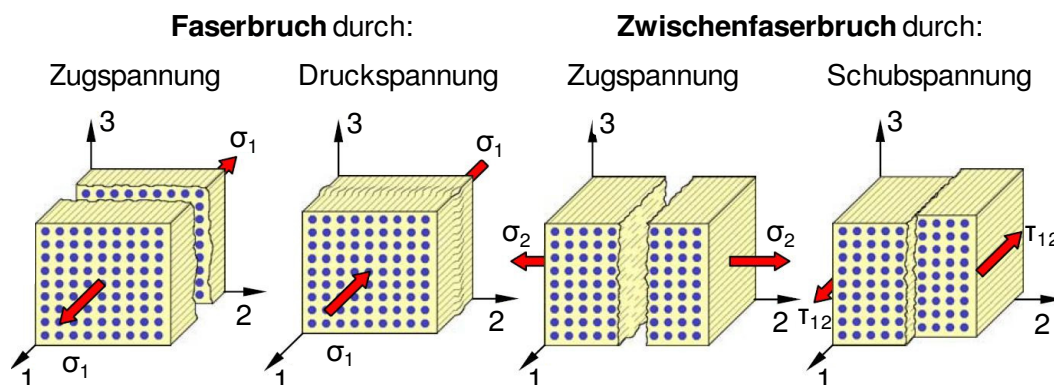


Abb. 6-10: Versagensarten von FVK in einer Einzellege [MID04]

Während bei einem Faserbruch eine Trennung von Faserbündeln senkrecht zur Faserrichtung entsteht, was sich durch einen Steifigkeitsabfall bemerkbar macht, bildet sich bei einem Zwischenfaserbruch ein Riss im Matrixmaterial zwischen den Fasern [MUR10]. Dabei führen diese Brucharten nicht zwangsläufig zum Gesamtversagen des Werkstoffs. Bei einem Zwischenfaserbruch beispielsweise können die Fasern immer noch Lasten aufnehmen. Auch das Versagen einer Einzellage auf der Laminebene führt nicht zum Gesamtversagen, da der Regel nach nicht alle Lagen gleichzeitig ihre Tragfähigkeitsgrenze erreichen. So können die Lasten möglicherweise von den verbleibenden Schichten getragen werden, wodurch allerdings eine Neuberechnung der Gesamtsteifigkeitsmatrix erforderlich wird [MID04].

Dabei gibt es zwei grundlegende Betrachtungsweisen zur mathematischen Beschreibung des Versagens faserverstärkter Kunststoffe, das Pauschalbruchkriterium und das Differenzierende Bruchkriterium. Das Erstgenannte basiert auf dem Tsai-Wu-Kriterium und unterscheidet nicht zwischen den grundverschiedenen Bruchformen Faserbruch und Zwischenfaserbruch, sondern behandelt die Eigenschaften einer UD-Schicht, wie die eines homogenen, anisotropen Werkstoffs [MID04]. Beim Differenzierenden Bruchkriterium wird diese Unterscheidung getroffen, so dass FVK-Bauteile durch geeignete Auslegung gegen Faserbruch und/oder Zwischenfaserbruch optimiert werden können. In LS-Dyna ist dafür das Versagenskriterium von Chang-Chang implementiert, welches auf dem Kriterium von Hashin basiert und zwischen den Versagensformen Faserdruck und -zug sowie Matrixdruck und -zug unterscheidet. Für die einzelnen Beanspruchungszustände sind jeweils vier Kontrollvariablen e_f , e_c , e_m und e_d eingeführt (Gl. 6-5 bis Gl. 6-8):

Faserzugbeanspruchung ($\sigma_1 > 0$):

$$e_f^2 = \left(\frac{\sigma_1}{X_T}\right)^2 + \alpha \left(\frac{T_{12}}{S_C}\right) - 1 \quad \left\{ \begin{array}{l} \geq 0 \text{ versagt} \\ < 0 \text{ elastisch} \end{array} \right. \quad \text{Gl. 6-5}$$

Faserdruckbeanspruchung ($\sigma_1 < 0$):

$$e_c^2 = \left(\frac{\sigma_1}{X_C}\right)^2 - 1 \quad \left\{ \begin{array}{l} \geq 0 \text{ versagt} \\ < 0 \text{ elastisch} \end{array} \right. \quad \text{Gl. 6-6}$$

Matrixzugbeanspruchung ($\sigma_2 > 0$):

$$e_m^2 = \left(\frac{\sigma_2}{Y_T}\right)^2 + \left(\frac{T_{12}}{S_C}\right)^2 - 1 \quad \left\{ \begin{array}{l} \geq 0 \text{ versagt} \\ < 0 \text{ elastisch} \end{array} \right. \quad \text{Gl. 6-7}$$

Matrixdruckbeanspruchung ($\sigma_2 < 0$):

$$e_d^2 = \left(\frac{\sigma_2}{2S_C}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_T}{2S_C}\right)^2 - 1\right] + \left(\frac{T_{12}}{S_C}\right)^2 - 1 \quad \left\{ \begin{array}{l} \geq 0 \text{ versagt} \\ < 0 \text{ elastisch} \end{array} \right. \quad \text{Gl. 6-8}$$

Dabei besteht die Möglichkeit, unter Verwendung des Faktors α , wahlweise zwischen dem Hashin-Kriterium ($\alpha = 1$) und dem Maximum-Stress-Kriterium ($\alpha = 0$) zu wechseln. Durch Einsetzen der aktuellen Spannungswerte in die entsprechenden Formel kann durch die sich daraus ergebenden Werte der Kontrollvariablen eine Aussage getätigt werden, ob und welches Versagen vorliegt. Die Grenze der Aussagefähigkeit dieses Kriteriums besteht darin, dass interlaminare Spannungen zwischen den Einzelschichten nicht erfasst werden, wodurch das Versagen aufgrund von Delamination nicht beschrieben werden kann.

Als Delamination wird allgemein die Trennung zweier Körper an einer zweidimensionalen Schnittstelle bezeichnet. Damit stellt sie eine besondere Versagensart dar, in der Trennungsbruch zwischen den Einzelschichten erfolgt. Durch ihren Aufbau sind Mehrschichtverbunde insbesondere bei Belastungen durch Querkzug- und Biegeschubspannungen besonders delaminationsgefährdet. Abhängig von der Belastung der Einzelschichten wird die Delamination in drei Versagensarten unterteilt (Abb. 6-11), wobei die Kombination der einzelnen Modi als Mixed-Mode bezeichnet wird [MID04].

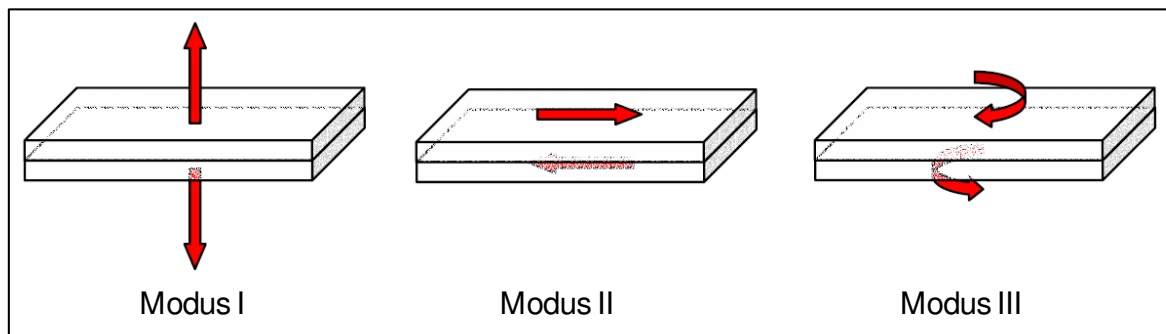


Abb. 6-11: Versagensarten bei Delamination [MID04]

6.4 Formulierung von Kontakt-Definitionen

Zur Beschreibung von Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Elementen werden unterschiedliche Kontaktformulierungen verwendet. In LS-Dyna sind über 30 verschiedene Kontakte implementiert, die in Abhängigkeit der zu erfüllenden Funktion ausgewählt werden.

Insgesamt werden fünf unterschiedliche Kontakte im Simulationsmodell der geflochtenen CFK-Crashabsorber verwendet:

- *CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE
- *CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE
- *CONTACT_TIED_NODES_TO_SURFACE
- *CONTACT_FORCE_TRANSDUCER_PENALTY
- *CONTACT_AUTOMATIC_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK

Der Kontakt *CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE wird dazu verwendet, alle Schalelemente der Crashabsorber daraufhin zu überprüfen, ob ein Kontakt zu anderen Elementen besteht, um deren Interaktion zu beschreiben und die Durchdringung zu verhindern.

*CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE wird zur Beschreibung des Verhaltens zwischen den den Prüfstand beschreibenden Komponenten und den Knoten des Absorbermodells verwendet. Er hat sich nach der Literatur als geeigneter Kontakt zur Beschreibung der Crashfront, also des Versagens- und Reibungsverhaltens an der Impactor-Wand erwiesen [ZAR10]. Die entsprechende LS-Dyna-Karte zu diesem Kontakt sowie ausgewählte Parameterwerte sind in Abb. 6-12 dargestellt. Unter dem Parameter CID wird die Kartenidentifikationsnummer eingetragen. Unter SSID und MSID erfolgt die Zuweisung der Knoten und Flächen zwischen welchen der Kontakt erstellt wird. FRS, FRD und DC beschreiben den statischen und dynamischen Reibungsbeiwert bzw. den Einfluss der Relativgeschwindigkeit zwischen den Komponenten. Zusätzlich kann ein Dämpfungsfaktor bestimmt werden, der unter VDC definiert wird. Unter SFS und SFM wird ein Skalierungsfaktor der Kontakt-Dicke zur Verhinderung von krümmungsbedingten Durchdringungen (Penetrations) verwendet.

CID							
1							
SSID	MSID	SSTYP	MSTYP	SBOXID	MBOXID	SPR	MPR
1	2	4	2			1	1
FRS	FRD	DC	VC	VDC	PENCHK	BT	DT
0,5				20			
SFS	SFM	SST	MST	SFST	SFMT	FSF	VSF
1,5	1,5						

Abb. 6-12: Kontaktkarte *CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE [LIV07]

*CONTACT_TIED_NODES_TO_SURFACE stellt eine feste Verbindung zwischen ausgewählten Knoten und Schalenelementen her.

*CONTACT_FORCE_TRANSDUCER_PENALTY dient der Aufzeichnung der zwischen den Crashabsorbern auf der einen Seite und Impactor und Fallturmbasis auf der anderen Seite auftretenden Kräfte.

Die Energieabsorption von geflochtenen FVK-Crashabsorber beruht unter anderem auf Delamination, weshalb der Modellierung dieses Phänomens besondere Bedeutung zukommt. Der Kontakt *CONTACT_AUTOMATIC_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK mit der Option 8, in welcher das Versagenskriterium zwischen Ebenen über die Normal- und Schubspannung definiert wird, hat sich nach Literatur als geeignet zur Beschreibung des Verhaltens einzelner Laminatschichten zu einander herausgestellt [HOL08]. Die entsprechende Kontaktkarte sowie die zunächst angesetzten Werte sind in Abb. 6-13 dargestellt [LIV07]. Dieser Algorithmus basiert auf der Superposition von zwei Penalty-Kontakten, in denen zwischen den Knoten und der Kontaktfläche Feder-elemente angekoppelt werden, und die getrennte Kontaktanfragen für Penetration von Komponenten

und das Lösen von deren Verbindung erlauben. Zum einen wird die Penetration der Elemente unter Druckbelastung, zum anderen die Ablösung der Elemente voneinander bis zu einer definierten Grenze über Zwangskräfte verhindert.

CID							
1							
SSID	MSID	SSTYP	MSTYP	SBOXID	MBOXID	SPR	MPR
1	2	4	2			1	1
FRS	FRD	DC	VC	VDC	PENCHK	BT	DT
0,5							
SFS	SFM	SST	MST	SFST	SFMT	FSF	VSF
				0,89			
OPTION	NFLS	SFLS	PARAM	ERATEN	ERATES	CT2CN	
8	1	1	0,5				

Abb. 6-13: *CONTACT_AUTOMATIC_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK

Kinematische Zwangsbedingungen halten die beiden Kontakt-Segmente zu Beginn der Berechnung zusammen. Der Kontakt wird in dem Moment aktiviert, in dem eine senkrecht (Parameter NFLS) oder tangential (Parameter SFLS) zu den zu verbindenden Schalenelementen wirkende interlaminare Spannung einen vorgegebenen Grenzwert erreicht hat. Danach werden die Zwangsbedingungen aufgehoben und eine Verschiebung der Elemente zueinander freigegeben. Der Abstand zwischen den Kontaktpunkten auf der Elementoberfläche und die Penalty-Kräfte werden für jeden Zeitschritt neu berechnet. Auf diese Weise lässt sich mit steigendem Abstand die Widerstandskraft reduzieren, bis sie bei einem kritischen Abstand CCRIT (Parameter PARAM) der Kontaktpunkte auf null fällt und der Kontakt vollständig gelöst wird (Abb. 6-14) [MID04].

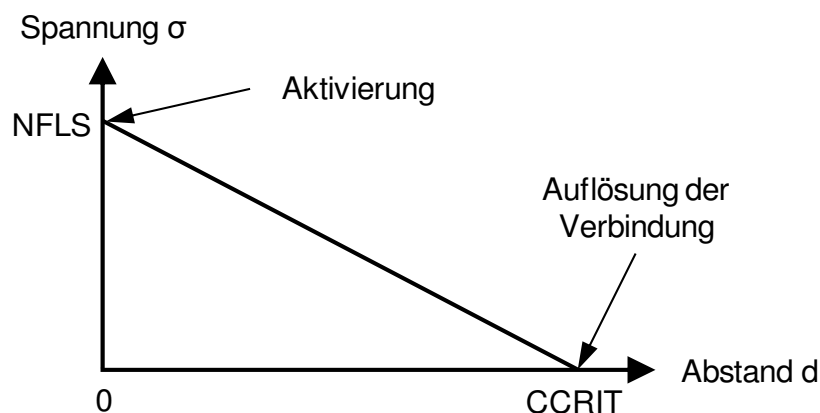


Abb. 6-14: Kontaktverhalten für Normalspannung [MID04]

Um geeignete Versagenswerte für die Verwendung im hier beschriebenen Modell abzuschätzen, wird ein Double-Cantilever-Beam-Test (DCB-Test) numerisch nachgebildet. Das zugehörige Vorgehen wird im nächsten Abschnitt genauer erläutert.

6.4.1 Double-Cantilever-Beam-Test

Zur Ermittlung der Bruchzähigkeit und des Rissfortschrittes in Laminaten aus FVK werden quasistatische Bruchtests durchgeführt. Grundsätzlich wird zwischen drei Bruchmodi unterschieden (Mode I, Mode II und Mixed-Mode, siehe Abschnitt 6.3), zu denen jeweils drei spezielle Prüfverfahren existieren. Tritt die Belastung im Mixed-Mode auf, verwendet man den Fixed-Ratio-Mixed-Mode-Test (FRMM-Test), bei Mode II kommt der Test End-Notched-Flexure (ENF-TEST) zum Einsatz. Die Belastungen im Mode I werden mit dem Double-Cantilever-Beam-Test (DCB-Test) untersucht, welcher auch hier Verwendung findet [MAT05]. Aufgrund der Tatsache, dass keine DIN-Norm bezüglich dieses Versuches vorliegt, wird bei der Modellierung dieses Tests auf die amerikanische Norm ASTM D 5528-01 zurückgegriffen. Ein realer Vergleichstest ist innerhalb dieses Projektes nicht vorgesehen.

Das FE-Modell des DCB-Tests besteht aus zwei kongruent vernetzten Lagen von Schalenelementen mit einer Elementkantenlänge von 3 mm. Jede Lage ist 25 mm breit, 147 mm lang und wird in zwei Abschnitte unterteilt. Im vorderen Bereich besteht auf einer Länge von 33 mm kein Tiebreak-Kontakt zwischen beiden Lagen. Hinter diesem wird ein *CONTACT_AUTOMATIC_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK zwischen den beiden Lagen definiert. Wie in Abb. 6-15 dargestellt werden alle äußersten Knoten im vorderen Bereich der Probe für beide Lagen in entgegengesetzter Richtung über die Karte *BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION mit einer konstanten Geschwindigkeit von 80 mm/s in z-Richtung gezogen. Diese Geschwindigkeit ist im Vergleich zum realen Test stark überhöht, kann aber aufgrund der hier nur dehnratenunabhängigen Material-Definition verwendet werden. Ausgewertet werden die Simulationsergebnisse über die Summe der sich auf den gezogenen Knoten einstellenden Einzelkräfte einer Lage und der Verschiebung eines dieser Knoten. Die Materialmodellierung erfolgt mit *MAT_58 unter Verwendung der in Abb. 6-4 dargestellten Parameterwerte.

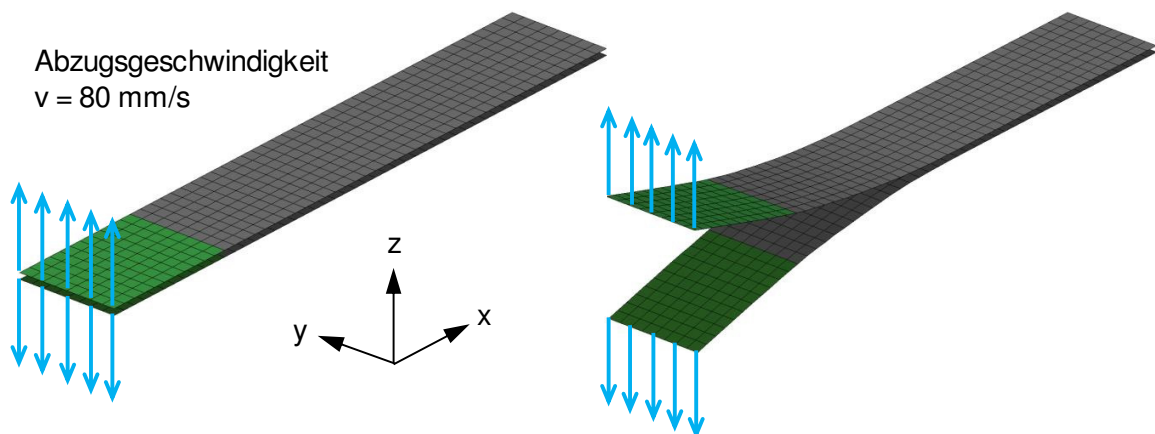


Abb. 6-15: Simulationsmodell für den DCB-Tests

In der Realität sind die Einzelschichten im Laminat durch dünne Harzschichten miteinander verbunden. Bei Delamination findet die Ablösung der Schichten dementsprechend in einem schmalen Bereich zwischen den Einzellagen statt. In der Simulation greift der Kontakt bei einem Mehrschalenmodell in den Mittelebenen benachbarter Schichten [HOL08]. Aufgrund des mechanischen und kinematischen Unterschiedes ist eine Übertragung der Eigenschaften des hier verwendeten Harzes in die Kontaktparameter nicht möglich.

Die Variation der drei Parameter NFLS, SFLS und PARAM zeigt, dass bei zu hohen Werten keine Delamination und bei zu geringen Werten eine sofortige Lösung der Kontaktverbindung stattfindet. Bei den in Abb. 6-16 dargestellten Werten kann ein zur Darstellung des verwendeten Harzes unter Berücksichtigung von [MGS04] geeignetes Verhalten erzielt werden.

Parameter	NFLS	SFLS	PARAM
Wert	1,0	1,0	0,5

Abb. 6-16: Werte für die Kontaktparameter NFLS, SFLS, PARAM

Die Kraft-Verschiebungs-Kurve zeigt, dass zunächst ein Kraftanstieg bis zu einem Maximum erfolgt (Abb. 6-17), wobei die beiden Lagen durch den Kontakt zusammengehalten werden. Sobald die Grenzspannung erreicht ist, erfolgt die Ablösung der ersten in Kontakt stehenden Elementreihe, was mit einem Kraftabfall verbunden ist. Beim Erreichen des kritischen Abstandes der Kontaktpunkte wird der Kontakt vollständig gelöst und der Riss pflanzt sich fort.

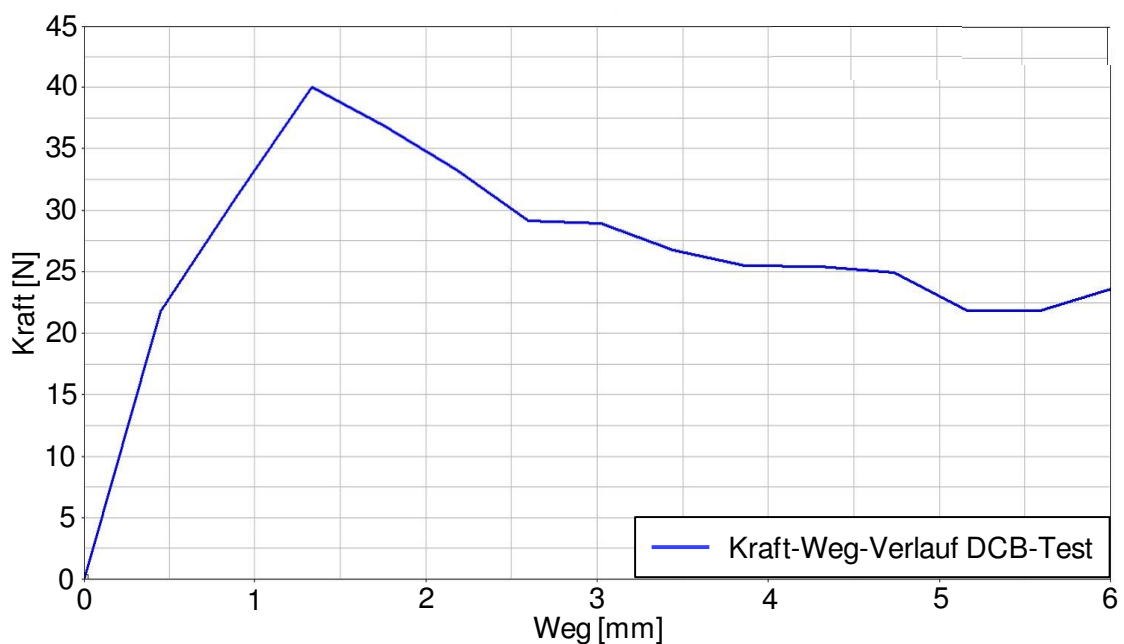


Abb. 6-17: Kraft-Verschiebungs-Kurve beim DCB-Test

Die auf diese Weise ermittelten Werte für NFLS, SFLS und PARAM werden als Startwerte in der Kontaktdefinition zwischen den Einzellagen in der numerischen Simulation der Crashabsorber eingesetzt.

6.4.2 Reibung

Reibung spielt bei der Beschreibung der unterschiedlichen Kontaktformulierungen eine wichtige Rolle. Diese wird allgemein nach der Art der Relativbewegung zweier Körper zueinander in Haft-, Gleit- und Rollreibung unterteilt (Abb. 6-18).

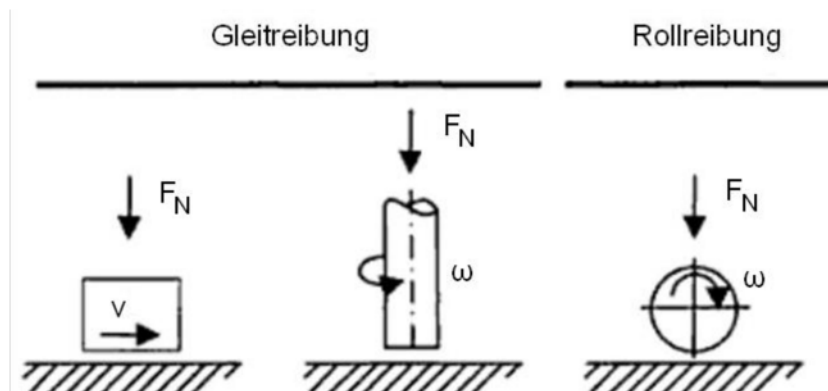


Abb. 6-18: Arten der dynamischen Reibung [MEN08]

Die Reibungskraft ist direkt proportional zur Normalkraft zwischen den Reibflächen. Die mathematische Formel, welche diesen Zusammenhang beschreibt, wird als Amontons'sches Gesetz bezeichnet (Gl. 6-9):

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad \text{Gl. 6-9}$$

Befindet sich ein System aus zwei in Kontakt stehenden Körpern im Ruhezustand, so ist die Relativgeschwindigkeit zwischen diesen gleich null. Damit die Körper relativ zueinander in Bewegung gebracht werden können, muss zunächst die Haftreibung überwunden werden. In diesem Fall wirkt μ_s , der statische Reibungskoeffizient. Befinden sich die beiden Körper bereits in Bewegung, so wird eine geringere Reibungskraft benötigt, wodurch der Reibungskoeffizient kleiner wird. Diesen bezeichnet man als μ_k , den dynamischen Reibungskoeffizient. Als Rollreibung wird der Widerstand bezeichnet, welcher der Rollbewegung entgegen wirkt [MEN08].

Der Solver LS-Dyna bietet bei der Beschreibung von Kontakten die Möglichkeit, einen geschwindigkeitsabhängigen Reibungskoeffizienten zu definieren. Der statische und der dynamische Reibungskoeffizient werden dort mit folgender Gleichung beschrieben:

$$\mu = \text{FRD} + (\text{FRS} - \text{FRD}) \cdot e^{-DC \cdot |v_{\text{rel}}|} \quad \text{Gl. 6-10}$$

Je nach verwendetem Kontakt wird die Relativgeschwindigkeit zwischen zwei Flächen oder zwischen Knoten und einer Fläche ermittelt und der entsprechende Reibwert über die Gleichung berechnet.

6.5 Aufbau der Simulationsmodelle

Im Folgenden werden die Schritte zum Aufbau eines geeigneten LS-Dyna-Modells sowohl zur Darstellung der Zug-, als auch der Fallturmversuche beschrieben.

6.5.1 Modellierung und Simulation des Zugversuches

Die Erstellung des FE-Modells zur Simulation des exemplarischen Zugversuches für die Variante mit 45° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil erfolgt mittels der Pre-Prozessoren Altair HyperMesh und Oasys Primer. Bei der Simulation ist lediglich der Messbereich von Interesse, während der Probenanteil in der Einspannung als starr angenommen werden kann. Daher wird die Zugprobenbreite von 25 mm aus den Realprobenabmessungen übernommen, während die Gesamtlänge von 300 mm auf 150 mm reduziert wird. Das FE-Modell besteht aus insgesamt sechs Lagen von Schalenelementen, welche die Geflechtsschichten repräsentieren. Jede Lage besteht aus 400 Elementen mit einer Kantenlänge von ca. 3 mm. Die verwendeten Elemente sind des Typs Belytschko-Tsay, der sich als numerisch besonders stabiler und zeiteffizienter Schalentyp erwiesen hat [PIE06]. In der *PART_COMPOSITE-Karte werden pro Lage zwei unidirektionale Einzelschichten definiert, wobei die Orientierung der Fasern jeweils $\pm 45^\circ$ zur Zugrichtung beträgt. Der Abstand zwischen den Schalenelementen und deren Dicke wird so eingestellt, dass die Summe der Einzellagen der Realprobandicken von 4,5 mm entspricht.

Der nicht modellierte Einspannbereich der Probe wird als starr angesehen und mit dem Keyword *BOUNDARY_SPC_NODE_SET modelliert. Dieses ermöglicht die Sperrung der rotatorischen und translatorischen Freiheitsgrade von Knoten. Für die Simulation des Zugversuches werden auf einer Seite die äußeren Knoten jeder Schicht in allen Freiheitsgraden gesperrt, während auf der gegenüberliegenden Seite eine Bewegung in Zugrichtung zugelassen wird (Abb. 6-19). Die Zugbewegung wird mit der Karte *BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION beschrieben.

Den Schalenelementen wird das Materialmodell 58 mit den in der Abb. 6-4 dargestellten Werten zugewiesen. Die Kontaktbedingung zwischen den Einzellagen wird mit der Kontaktkarte *CONTACT_AUTOMATIC_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK mit den in der Abb. 6-16 dargestellten Parameterwerten für NFLS, SFLS und PARAM erstellt.

Abb. 6-20 zeigt den Vergleich der Zugversuchsergebnisse für die Geflechtvariante mit 45° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil mit dem Simulationsergebnis. Dabei zeigt sich, dass durch den verwendeten Modellierungsansatz mit geeigneten Parameterwerten der Versuch in guter Näherung nachgebildet werden kann. Eine Übertragung der hier gewonnenen Materialeigenschaften auf das in 6.5.2 beschriebene Simulationsmodell der Fallturmver-

suche zeigte jedoch kein zufriedenstellendes Ergebnis. Dies untermauert die Annahme einer geringen Aussagefähigkeit der Zugversuche

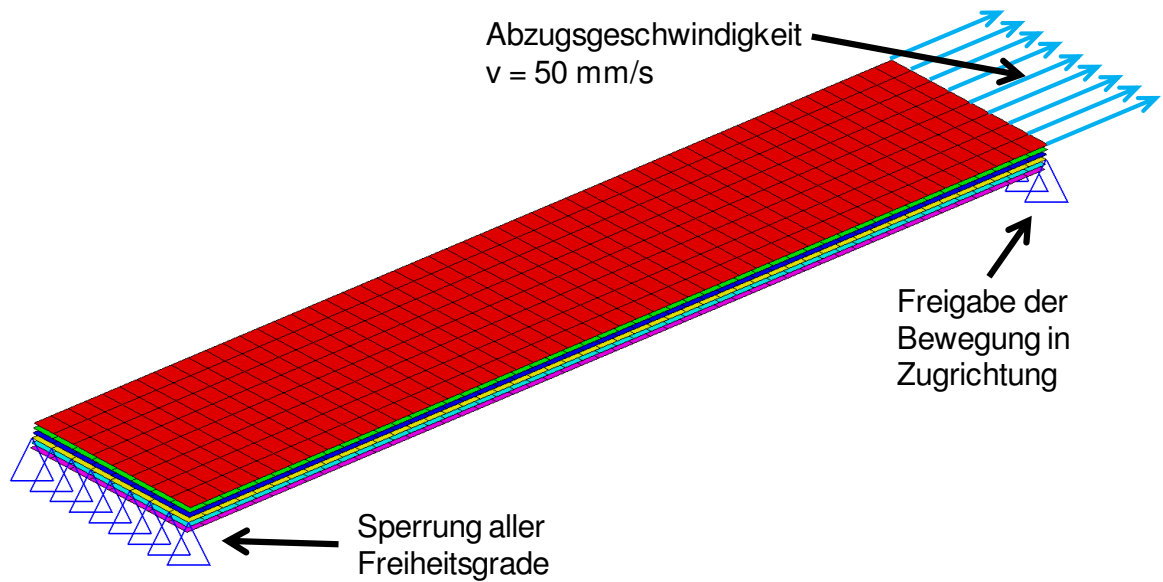


Abb. 6-19: Simulationsmodell des Zugversuches

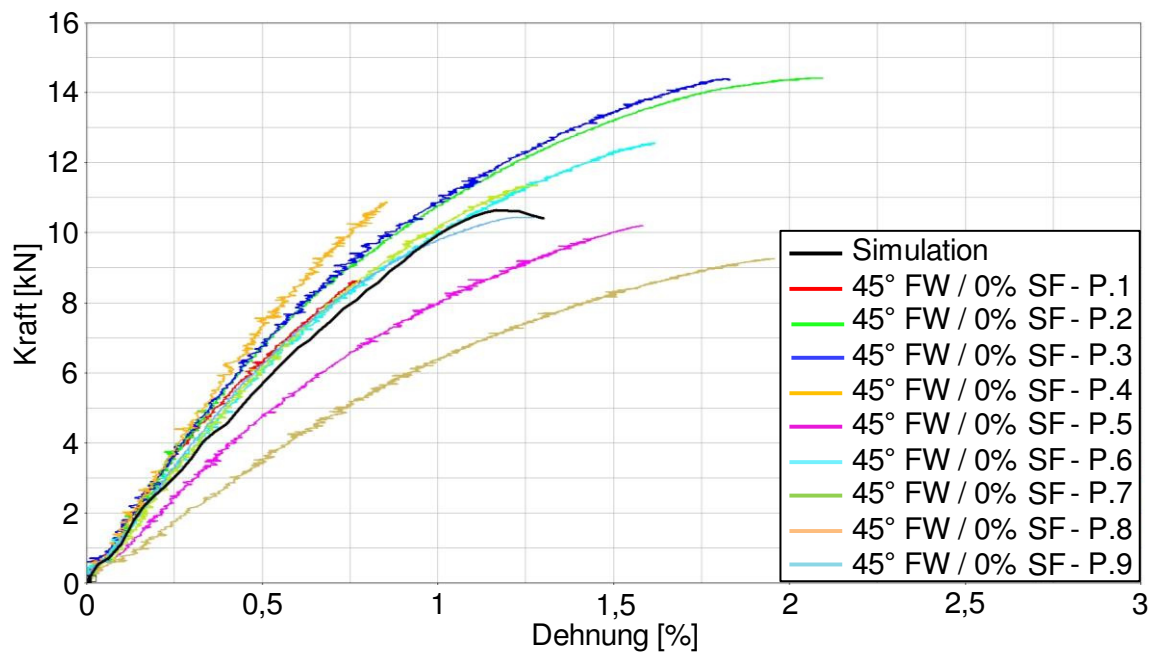


Abb. 6-20: Kraft-Dehnungs-Kurve des simulierten Zugversuchs

6.5.2 Fallturmversuch

Wie in dem zuvor beschriebenen Modellaufbau des Zugversuches, wird auch bei der Abbildung der Fallturmversuche zur Vermeidung unnötig langer Rechenzeiten eine Reduzierung und Vereinfachung der Bauteile vorgenommen. Zu den für die Simulation relevanten Bauteilen gehören die Grundplatte, der Impactor und der Crashabsorber, deren FE-Netze ebenfalls mit der Software Altair HyperMesh erstellt werden. Im Folgenden werden zunächst die Randbedingungen zur Simulation des Fallturmversuches, die Modellierung des Crashabsorbers und dessen Triggerzone sowie der Schichtaufbau beschrieben.

6.5.2.1 Modellierung der Crashabsorber

Die Crashabsorber bestehen im Wesentlichen aus den beiden Komponenten Triggerzone und Rohrkörper (Abb. 6-21). Die folgenden Unterpunkte beschreiben jeweils den Aufbau dieser Komponenten.

Rohrkörper

Um das Delaminationsverhalten mehrlagiger FVK-Crashabsorber nachbilden zu können, wird zur Modellierung des Rohrkörpers die Stacked-Shell-Methode verwendet. Dabei wird jede der insgesamt sechs Geflechtlagen durch eine einzelne Elementschicht mit einer Elementkantenlänge von 3 mm abgebildet (Abb. 6-21).

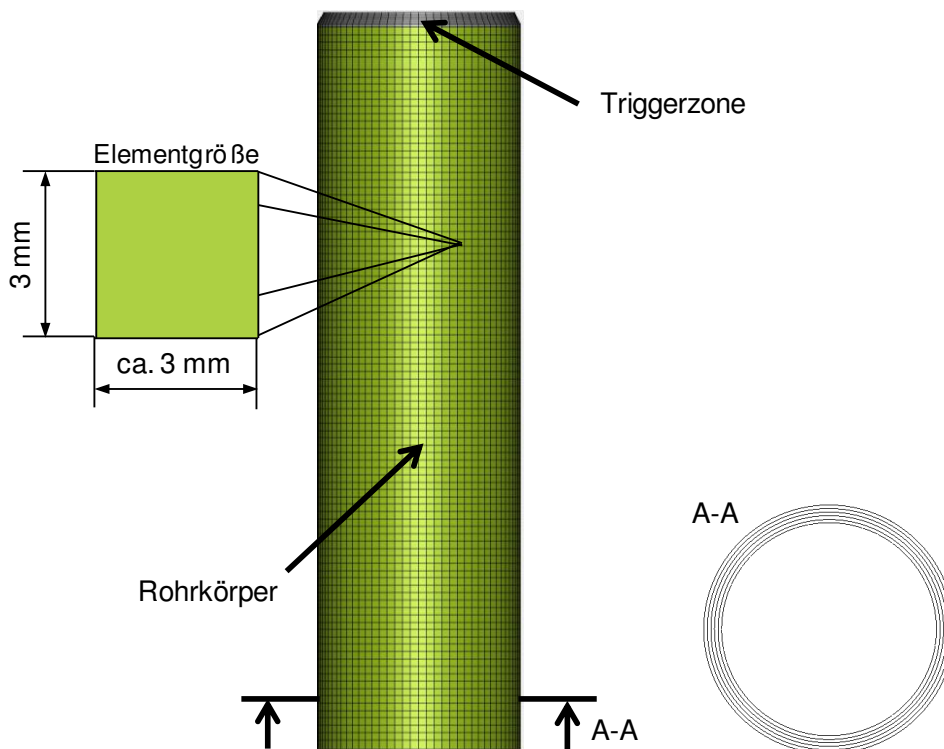


Abb. 6-21: FE-Modell der Crashabsorbers

Eigene Untersuchungen zeigen, dass nur eine kongruente Vernetzung der Einzelschichten zu einer gleichmäßigen Ablösung dieser voneinander führt. Wie bei der Modellierung des Zugversuchs, werden hier ebenfalls Elemente des Typs Belytschko-Tsay verwendet. Für jede Geflecht-Variante wird jeweils ein eigenes FE-Modell erstellt. Dies ist in den unterschiedlichen Wandstärken der realen Prüfkörper begründet. Um diese Unterschiede berücksichtigen zu können, müssen zum einen die Schichtdicken auf ein Sechstel der Realbauteildicke skaliert und zum anderen der Abstand zwischen den Schalen gemäß der Schichtdicke angepasst werden.

Den Schalenelementen des Rohrkörpers wird eine Materialmodellierung des Typs *MAT_58 mit den in Abb. 6-4 dargestellten Werten zugewiesen. Zunächst wird die Geflechtvariante 45° FW / 0 % SF modelliert, da sie einen mittleren Flechtwinkel und nur eine biaxiale und damit im Vergleich zu den Stehfaden-Varianten einfache Struktur aufweist. Dafür werden in der *PART_COMPOSITE-Karte pro Geflechtlage zwei unidirektionale Einzelschichten definiert, wobei die Orientierung jeweils $\pm 45^\circ$ in Crashabsorber-Längsrichtung beträgt. Dabei ist zu beachten, dass die Hauptfaserorientierung in der Materialdefinition in Crashabsorber-Umfangsrichtung weist und somit die Winkel in der *PART_COMPOSITE-Karte um 90° gedreht zur Produktionsrichtung angegeben werden müssen. Beispielsweise wird für 30° Flechtwinkel ein Winkel von 60° und für Stehfäden statt 0° ein Winkel von 90° in der Karte eingesetzt.

Die Kontaktformulierung zwischen den Einzellagen erfolgt, wie bereits in der Modellierung des Zugversuchs durch *CONTACT_AUTOMATIC_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK mit der Option 8 und den in Abb. 6-13 dargestellten Parameterwerten.

Triggeraufbau

Die Modellierung der Triggerzone und der dort vorliegenden Materialschädigung bzw. -veränderung ist ein besonders entscheidender Faktor für das Bauteilverhalten. Sie ist nicht nur für die Einleitung des Delaminationsprozesses verantwortlich, sondern auch für den ersten Kraft-Peak und den weiteren Verlauf der Kraftaufnahme. Entsprechend der 30° -Fase bei den Rohrproben wird das FE-Modell kongruent und unter Berücksichtigung des sich aus dem Fasenwinkel ergebenden Schichtenversatzes vernetzt (Abb. 6-22). Dabei ergeben sich sehr kleine Elemente unter einem Millimeter Elementhöhe, die jedoch aufgrund ihrer frühzeitigen Erodierung im Simulationsprozess nur geringen Einfluss auf die Rechenzeit haben.

Die Aufteilung des Crashabsorbers in zwei Komponenten ist zwingend notwendig, da ihnen jeweils zwei unterschiedliche Materialkarten zugewiesen werden. Die Modellierung der Triggerzone erfolgt ebenfalls mit *MAT_58, in der abgesehen von den Festigkeitswerten alle anderen Parameterwerte übernommen werden. Zur besseren Lasteinleitung und Berücksichtigung der Materialschädigung in diesem Bereich ist es notwendig, die Festigkeitswerte in der Materialkarte des Triggers zu reduzieren. Abb. 6-23 stellt diese Festigkeitsreduzierung gegenüber den Werten des Rohrkörpers dar. Hierbei handelt es sich

wiederum um eine erste Abschätzung. Die Einstellungen in den *PART_COMPOSITE- sowie den Kontaktkarten sind dabei mit denjenigen des Rohrkörpers identisch

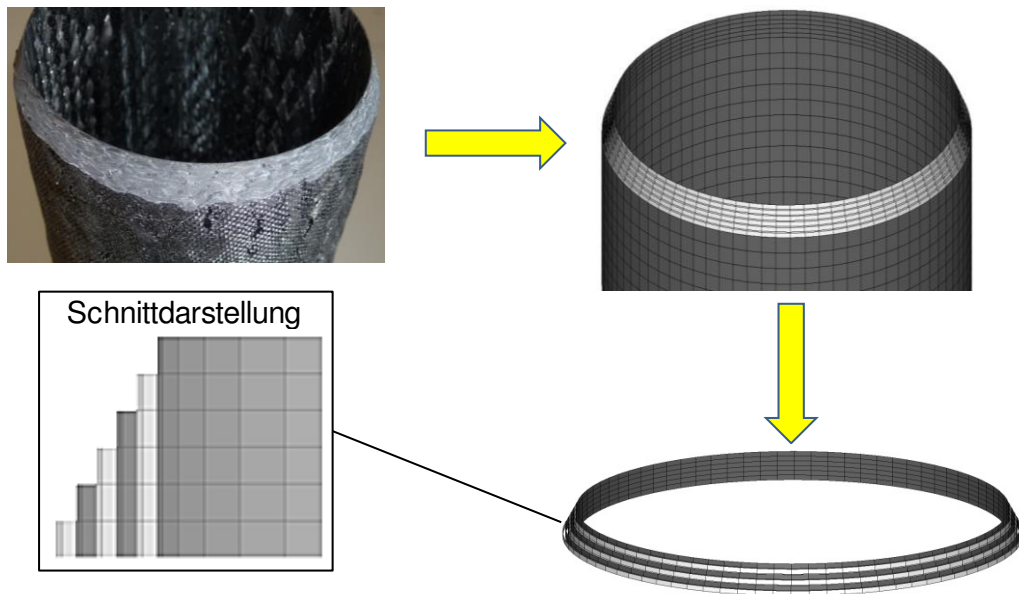


Abb. 6-22: Trigger-Fase als FE-Modell

Parameter	XC	XT	YC	YT	SC
Rohrkörper	377	1045	344	362	307
Triggerzone	60	600	60	200	60

Abb. 6-23: Festigkeitsreduzierung für Triggerzone

6.5.2.2 Randbedingungen zur Simulation des Fallturmversuches

Der Impactor und die Grundplatte mit dem Dorn werden durch Starrkörper-Volumenelemente modelliert. Der Vorteil von Starrkörpern liegt darin, dass die Elemente keine Dehnung aufweisen, wodurch sie nicht für jeden Zeitschritt neu berechnet werden müssen. Das bedeutet, dass kein zusätzlicher Rechenaufwand betrieben und eine unnötige Verlängerung der Simulationszeit vermieden wird. Aufgrund der massiven Stahlbauweise dieser Bauteile ist diese Annahme zulässig. Während die Bewegung der Grundplatte in allen Freiheitsgraden gesperrt ist, wird für den Impactor derjenige der Fallrichtung freigegeben. Modelliert wird der 315 kg schwere Impactor über das Keyword *PART_INERTIA, in welchem eine Anfangsfallgeschwindigkeit von 7.850 mm/s sowie hohe Trägheitswerte eingesetzt werden. Die Impactor-Unterseite wird unmittelbar über dem Crashabsorber positioniert. Zusätzlich unterliegen alle Komponenten Gravitation, welche mittels des Keywords *LOAD_BODY aufgebracht wird. Der Kontakt zwischen dem Impactor, der Basis und dem Crash-

absorbermodell wird über die Karte *CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE mit den in Abb. 6-12 dargestellten Werten hergestellt. Abb. 6-24 gibt das Modell des Fallturmversuches mit Prüfkörper, Impactor und Grundplatte wieder.

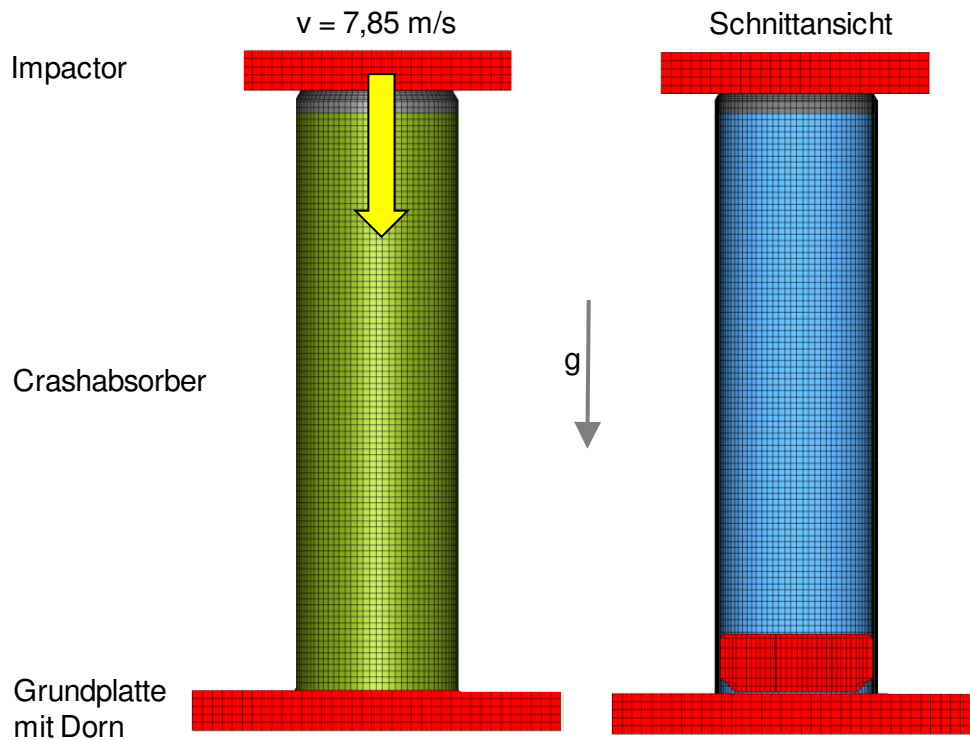


Abb. 6-24: Randbedingungen zur Simulation des Fallturmversuches

Über den *CONTACT_FORCE_TRANSDUCER_PENALTY werden die vom Rohrkörper auf die Grundplatte wirkenden Kräfte detektiert. Zur Erstellung einer Kraft-Weg-Kurve wird weiterhin der zurückgelegte Weg eines der unteren Eckpunkte des Impactors ausgeschrieben.

6.5.2.3 Schichtaufbau

Der Aufbau der unterschiedlichen Crashabsorbervarianten erfolgt schichtweise unter Berücksichtigung von Skalierungsfaktoren für die einzelnen UD-Anteile. Diese Faktoren basieren auf der Berechnung der Faserlängenverhältnisse und der jeweiligen Wandstärke der Bauteile. Dabei wird über geometrischen Zusammenhänge und die bekannte Anzahl der zur Herstellung der Bauteile verwendeten Flecht- und Stehfäden die Fadenlänge für jede Orientierung berechnet. Durch das Verhältnis der Gesamtfadenlänge und der Länge der Fäden in der jeweiligen Orientierung können die Anteile (Skalierungsfaktoren) der Flecht- und Stehfäden eines Crashabsorbers ermittelt werden. Die Bestimmung der Dicke einer einzelnen Geflechtlage geschieht durch Division der für jede Crashabsorbervariante bekannten mittleren Wandstärke durch die Anzahl der Lagen. Die Dicken der skalierten UD-Anteile

ergeben sich aus der Multiplikation der Einzellagendicke mit dem jeweiligen Skalierungsfaktor (Abb. 6-25).

Crashboxvariante	Mittlere Wandstärke [mm]	Wandstärke einer Lage [mm]	Skalierte Schichtdicken der UD-Anteile [mm]
45° FW 0% SF	2,76	0,460	0,23 / 0,23
45° FW 20% SF	2,50	0,417	0,178 / 0,06 / 0,178
45° FW 50% SF	2,30	0,383	0,112 / 0,159 / 0,112
30° FW 0% SF	2,85	0,475	0,238 / 0,238
30° FW 20% SF	2,88	0,480	0,197 / 0,085 / 0,197
30° FW 50% SF	2,31	0,385	0,103 / 0,179 / 0,103
60° FW 20% SF	2,91	0,485	0,216 / 0,054 / 0,216
60° FW 50% SF	2,67	0,445	0,148 / 0,148 / 0,148

Abb. 6-25: Skalierte Wandstärken der UD-Anteile für jede Geflecht-Variante

6.6 Einflüsse auf die Simulationsergebnisse

Die Simulationsergebnisse des Fallturmversuches unterliegen einer Vielzahl von Einflüssen, wobei die wichtigsten in Abb. 6-26 zusammengefasst sind. Neben den offensichtlichen Einflüssen, wie Geometrie und Triggeraufbau verwendete Materialmodelle, Elementgröße und -typ, den Randbedingungen und den Kontaktdefinitionen, haben auch die beiden modellunabhängigen Größen „Filterung der Messwerte“ und „Anzahl der zur Berechnung verwendeten Prozessoren“ einen entscheidenden Einfluss auf die Simulationsergebnisse.

Die bei der Berechnung ausgegebenen Kraftwerte weisen in Abhängigkeit zum verwendeten Filter stark unterschiedliche Verläufe auf. Aus diesem Grund werden die Werte der Simulationsergebnisse ebenso wie diejenigen der Fallturmversuche mittels des Filters SAE 180 aufbereitet, welcher eine Abtastfrequenz von 180 Hz verwendet.

Der zur Berechnung verwendete Rechen-Cluster besteht aus acht Knoten mit vier Prozessoren und fünf Knoten mit acht Prozessoren. Sämtliche Knoten weisen die gleiche Architektur auf. Ein Vergleich der Ergebnisse eines auf unterschiedlichen Knoten-Konfigurationen des Cluster berechneten Crashabsorbermodells zeigt, dass das Verhalten teilweise deutliche Unterschiede aufweist. Dieses Phänomen lässt sich allgemein bei der Berechnung mit expliziten Solvern erkennen [STE10]. Die Berechnung der Crashabsorbermodelle erfolgt wahlweise auf zwei Knoten mit vier Prozessoren oder auf einem Knoten mit acht Prozessoren, da diese zum gleichen Simulationsergebnis führen.

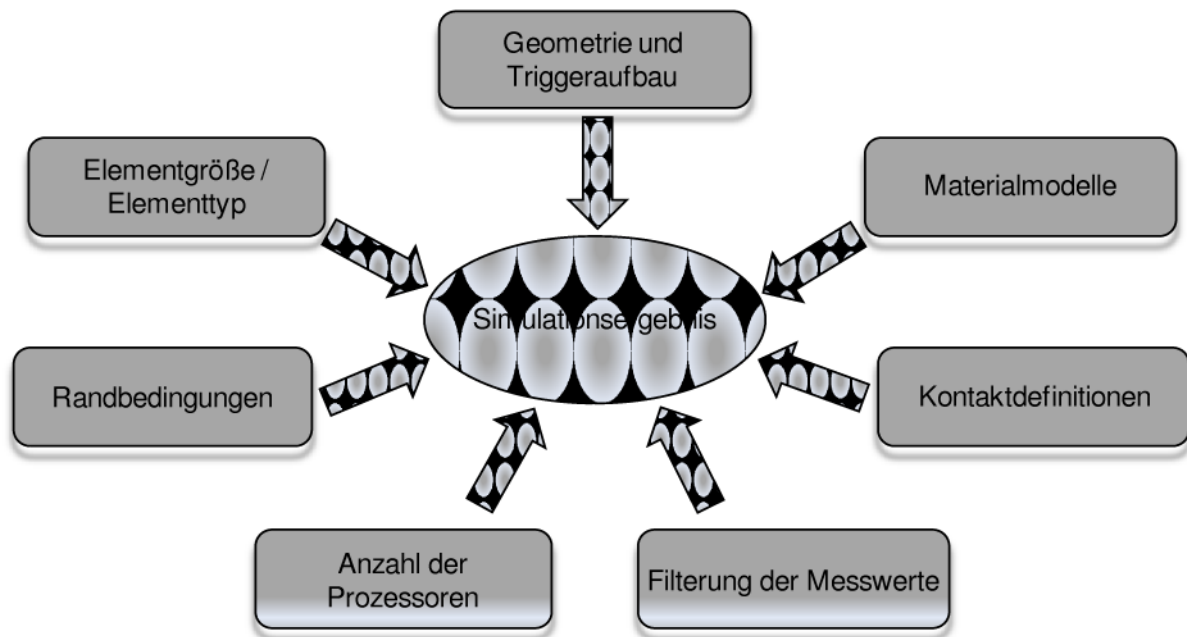


Abb. 6-26: Einflussgrößen auf das Simulationsergebnis

6.7 Erarbeitung von geeigneten Modellparametern

Im Folgenden werden die im Modell berücksichtigten Parameter der Kontakte und Materialeigenschaften so angepasst, dass ein geeignetes Bauteilverhalten dargestellt werden kann. Daran anschließend wird eine Validierung des Modells an den Versuchsergebnissen vorgenommen.

6.7.1 Erstellung einer für die Validierung geeigneten Basisstruktur

Die Berechnung des Simulationsmodells der Crashabsorber mit Materialwerten, die sich aus Literatur und Abschätzungen ergeben, führt zu einem Bauteilverhalten, das grundlegend von den in den Realtests gewonnenen Ergebnissen abweicht. Hierzu wird zunächst exemplarisch die im Abschnitt 6.5.2.1 beschriebene Variante mit 45° Flechtwinkel ohne eine Verflechtung von Stehfäden betrachtet, da diese einen mittleren Flechtwinkel aufweist und nicht dem zusätzlichen Einfluss von Stehfäden unterliegen. Beim Aufprall des Impactors werden zunächst die Schalenelemente der Triggerzone erodiert. Nachdem diese vollständig abgelöst sind, wird beim Auftreffen des Impactors auf den Rohrkörper die Material-Festigkeitsgrenze zunächst an der Bauteilunterseite erreicht, so dass entgegen des gewünschten Bauteilverhaltens eine Erosion der Elemente an dieser Stelle initiiert wird (Abb. 6-27). Zudem weist die Bauteiloberseite einen Bruch auf.

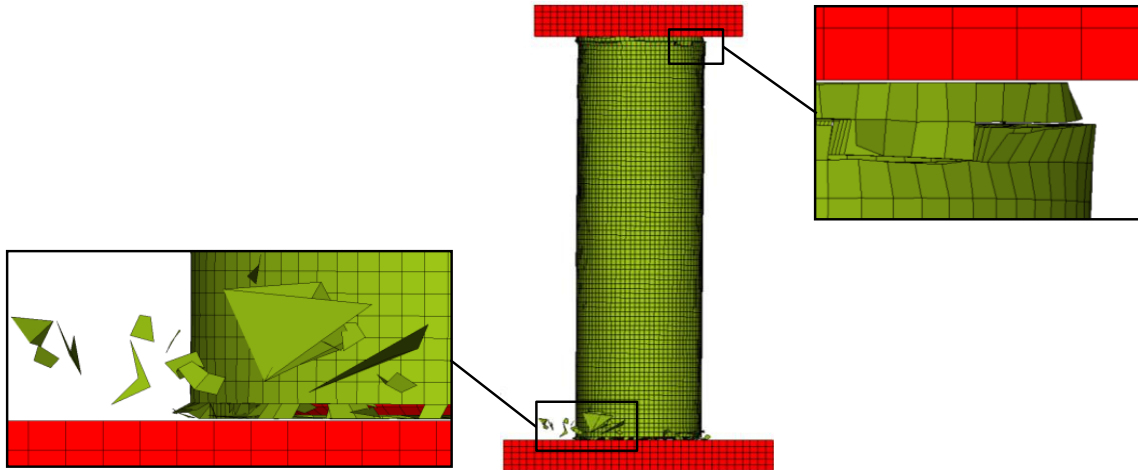


Abb. 6-27: Erosion im oberen und unteren Bereich des Crashabsorbers

Das beschriebene Verhalten des Crashabsorbers wirkt sich auch auf seine Energieaufnahme aus. Der Kraft-Weg-Verlauf des simulierten Absorbers zeigt im Vergleich zur Mittelkurve der getesteten Rohrproben mit 45° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil einen progressiven Anstieg. Darüber hinaus wird der Kraft-Peak erst nach einer deutlich stärkeren Deformation erreicht. Weiterhin liegt sein Niveau mit 23 kN weit unter dem der Realversuche. Die zugehörigen Kurven sind in Abb. 6-28 dargestellt, wobei die Simulation abgebrochen wird, sobald eine Aussage über das Modellverhalten getroffen werden kann.

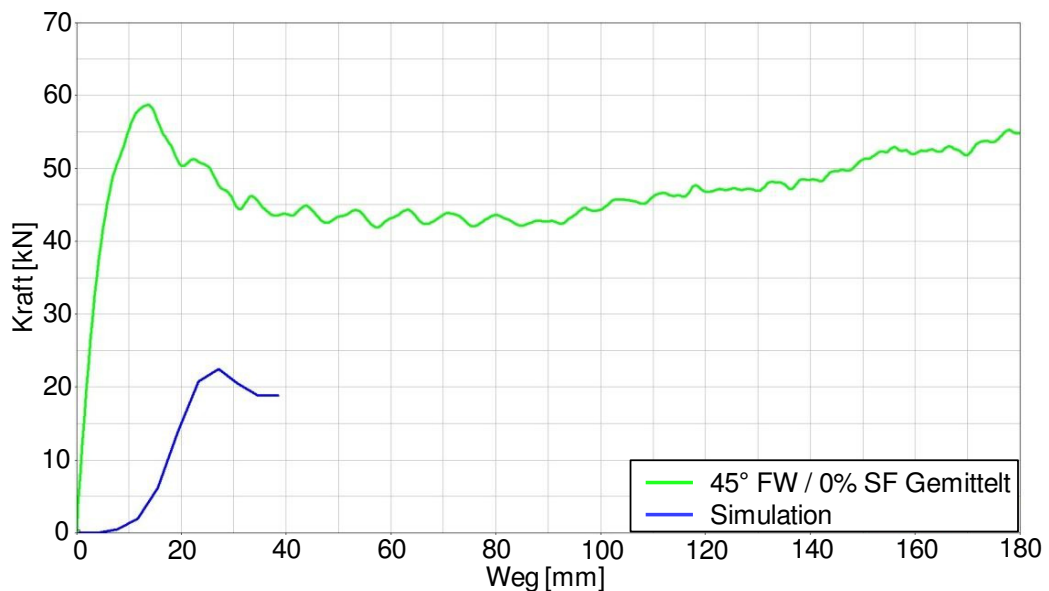


Abb. 6-28: Simulationskurve für die Ausgangs-Materialkarten (45° FW / 0 % SF)

Wie bereits angesprochen, führt die Verwendung der für die Materialkarten angesetzten Parameter-Werte nicht zum gewünschten Bauteilverhalten, so dass eine manuelle Anpassung der Werte vorgenommen wird. Hierbei werden vor einer abschließenden Feinjustage der Materialwerte zunächst grobe Werte ausgewählt, deren Variation sich aus dem beobach-

teten Bauteilverhalten ergibt. So wird zunächst eine geeignete Maßnahme zur Steigerung der aufgenommenen Kraft über dem Deformationsweg bestimmt. Dazu bietet sich eine Erhöhung der E-Moduln an. Durch eine Steigerung der Werte für die Parameter EA und EB von 51.370 MPa auf 80.000 MPa bzw. von 25.030 MPa auf 55.000 MPa wird ein steilerer Anstieg der Kraft bis zum Peak erzielt (Abb. 6-29). Dieses Modell weist nach dem Peak durch reihenweise Erosion der Elemente an der Crashfront ein konstantes Kraftniveau auf.

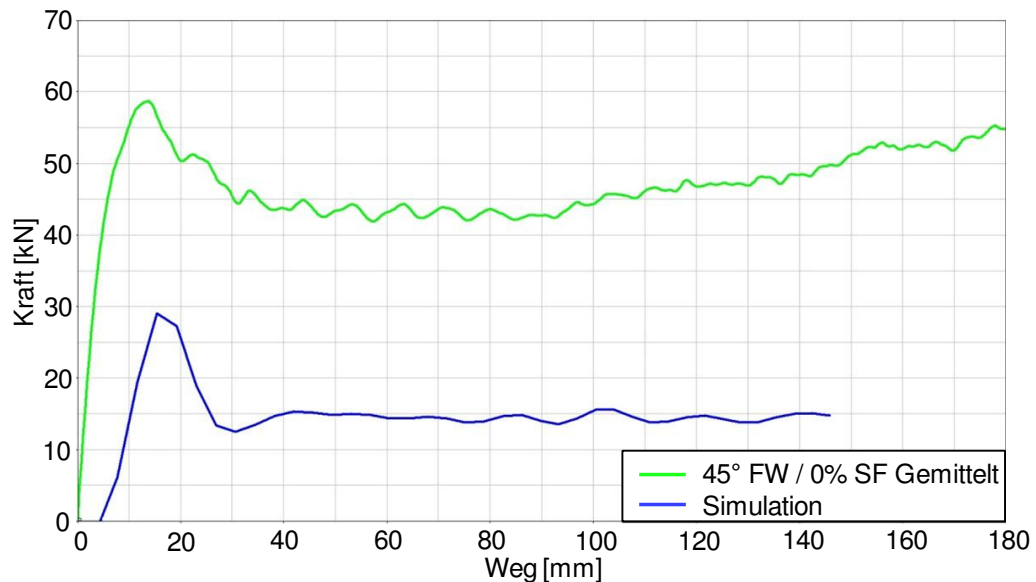


Abb. 6-29: Kraftverlauf nach den ersten Optimierungsschritten (45° FW / 0 % SF)

Bei genauer Betrachtung des simulierten Crashabsorbers weisen die belasteten und teilweise bereits abgelösten Schalenelemente an der Crashfront ein nicht physikalisch erklärbares Verhalten auf. Sie werden weit über ihre Streckgrenze verzerrt, ohne gelöscht zu werden (Abb. 6-30).

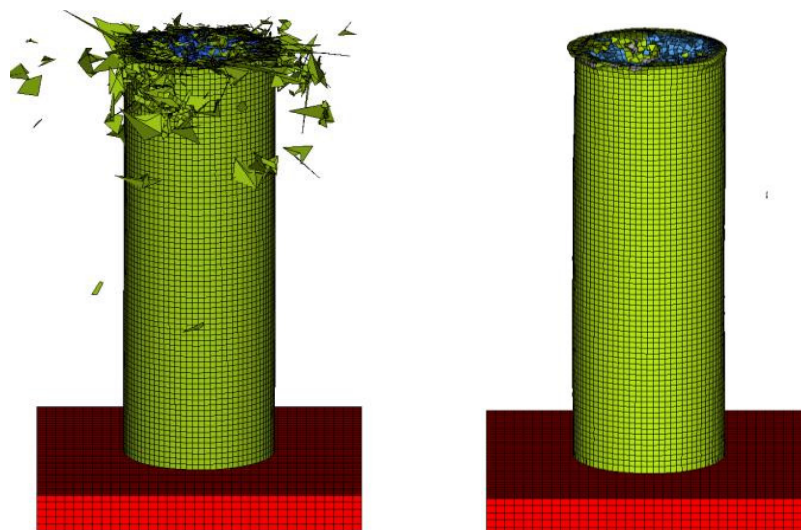


Abb. 6-30: Elementverzerrung ohne (links) und mit *MAT_ADD_EROSION (rechts)

Dies hat Einflüsse auf das Energie und Zeitschrittverhalten des Modells. Um eine numerisch stabile Simulation zu erreichen, wird die bereits beschriebene zusätzliche Materialkarte *MAT_ADD_EROSION für die Triggerzone und den Rohrkörper verwendet. Der in dieser Material-Erweiterung hinterlegte Algorithmus löscht alle Schalenelemente, welche die dort voreingestellte maximale Streckgrenze erreichen.

Gleichzeitig wird eine weitere Erhöhung der E-Moduln EA und EB von 80.000 MPa auf 100.000 MPa bzw. von 55.000 MPa auf 80.000 MPa in der Materialkarte des Rohrkörpers vorgenommen, so dass der Kraftpeak weiter gesteigert wird. Dieser erreicht mit einem Wert von 46 kN ein recht hohes Niveau, jedoch ist die Kraftaufnahme nach dem Peak auch hier recht gering, so dass weitere Anpassungsschritte notwendig sind (Abb. 6-31).

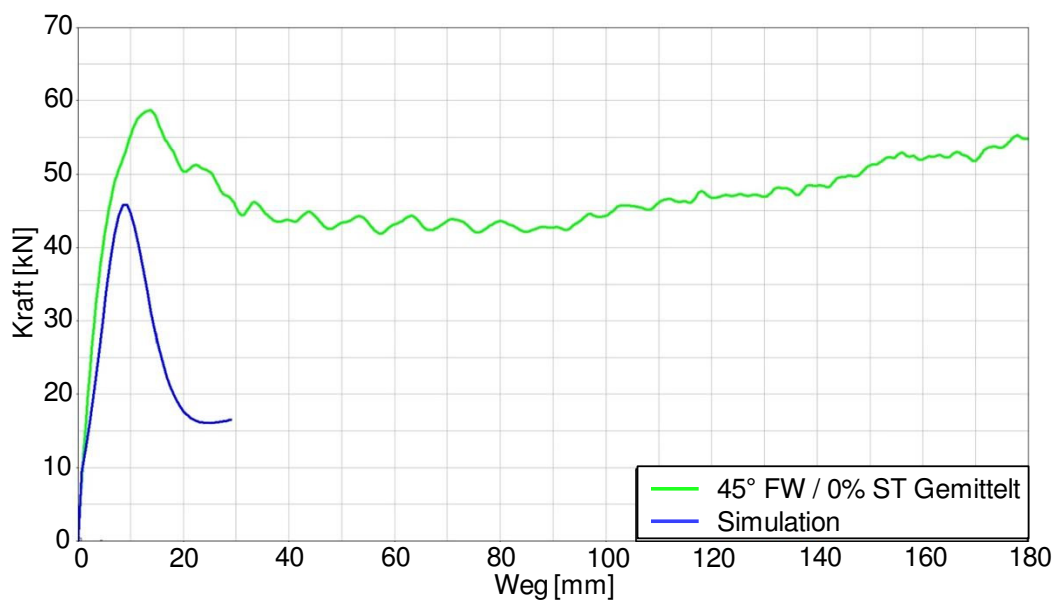


Abb. 6-31: Kraftverlauf nach dem Einsatz von *MAT_ADD_EROSION (45° FW / 0 % SF)

Eine Erhöhung der Festigkeitswerte sowie des Schubmoduls bewirkt eine Verbesserung des Crashabsorberverhaltens. Zur Stützung des unteren Crashabsorberbereiches wird der Kontakt *CONTACT_TIED_NODES_TO_SURFACE verwendet. Dieser wird zwischen den untersten Knoten der inneren fünf Schichten des Absorbers zu den Schalenelementen der äußersten Schicht erstellt und beschreibt die leichte Adhäsion in diesem Bereich. Zusätzlich lässt sich ein verstärktes Hourglassing erkennen, so dass die ursprünglich angesetzten Parameterwerte (Abb. 6-9) der *HOURLASS-Karte zur energetischen Stabilisierung des Modells an die in Abb. 6-32 dargestellten Werte angepasst werden.

HGID	IHQ	QM	IBQ	Q1	Q2	QB	QW
1	4	5,0E-4	0	1,5	6,0E-2	0,1	0,1

Abb. 6-32: Parameteranpassung in *HOURLASS-Karte

Zudem wird durch Reduzierung der Parameterwerte (NFLS, SFLS, PARAM) in den Kontaktkarten zwischen den Einzellagen des Crashabsorbers ein geringerer Kraftabfall nach dem Peak erreicht. Die neuen Werte für die veränderten Parameter sind in Abb. 6-33 aufgeführt.

Parameter	NFLS	SFLS	PARAM
Wert	0,6	0,6	0,24

Abb. 6-33: Parameteranpassung in den Kontakten zwischen den Einzellagen des Absorbers

Abb. 6-34 zeigt den Verlauf der Simulationskurve nach den zuvor beschriebenen Anpassungen. Insgesamt weist sie eine deutliche Annäherung an die Kurve der Realversuche auf. Zu Beginn der Kraftaufnahme bis zu einem Deformationsweg von 5 mm zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation. Unmittelbar danach erreicht der Kraft-Peak der Simulationskurve mit 44 kN seinen maximalen Wert und liegt somit deutlich unter dem der gemittelten Realversuche. Der Kraftverlauf nach dem Peak liegt im Vergleich zur vorherigen Iteration auf einem höheren Niveau, wobei dies dadurch erreicht wird, dass die E-Modul-Werte des Triggers im Vergleich zu denjenigen des Rohrkörpers reduziert werden. Nach der Reduktion beträgt der EA-Wert 68.000 MPa und EB-Wert 32.000 MPa.

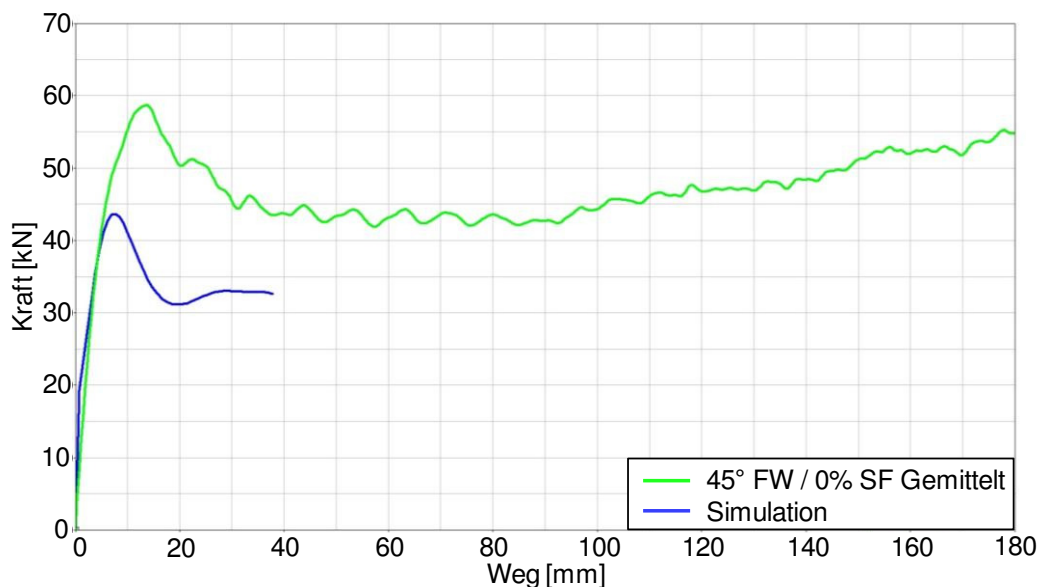


Abb. 6-34: Simulationskurve nach weiteren Optimierungsschritten (45° FW / 0 % SF)

Aufgrund des fehlenden Wissens über die Resttragfähigkeit wird als nächstes der Einfluss der SLIM-Werte überprüft. Dazu werden in beiden Materialkarten alle SLIM-Werte auf den Wert 0,1 eingestellt, wobei sich der in Abb. 6-35 dargestellte Kraftverlauf nach der Berechnung des Crashabsorbers ergibt.

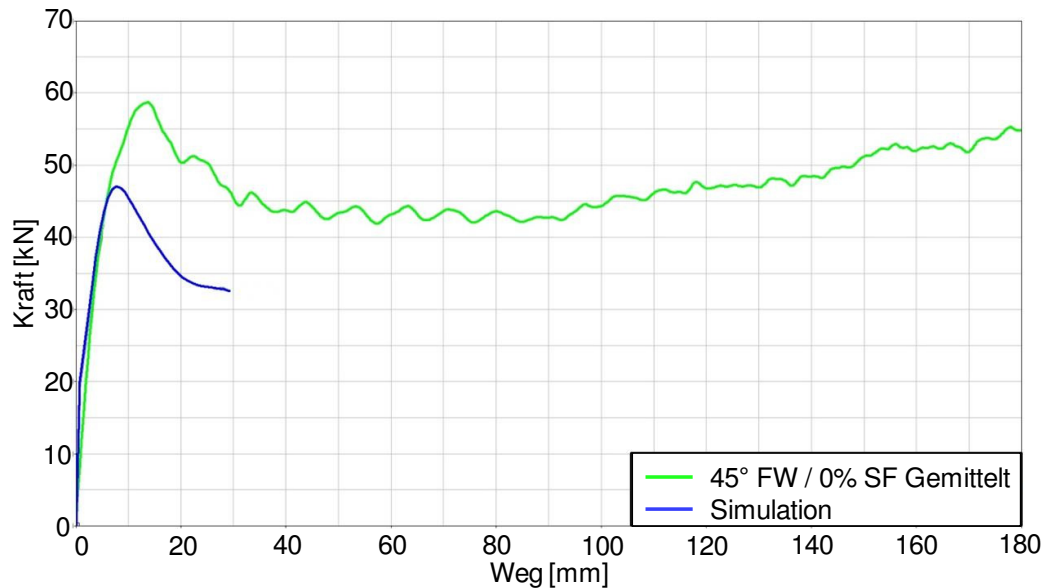


Abb. 6-35: Simulationskurve Anpassung der E-Modul- und SLIM-Werte (45° FW / 0 % SF)

Zur Untersuchung des Einflusses einzelner Parameterwerte der Materialkarte des Triggers und des Rohrkörpers wird im Folgenden eine Sensitivitätsanalyse der Festigkeits-, Dehnungs-, SLIM- und ERODS-Werte in beiden Materialkarten durchgeführt. Dabei werden die Werte unterschiedlich stark ausgelenkt. Deren Auswertung zeigt, dass alle genannten Parameter einen Einfluss auf den Kraftverlauf und das Element-Verhalten des Modells aufweisen, allerdings wird eine nennenswerte Steigerung der Energieaufnahme durch Variation eines einzelnen Parameters nicht erreicht. Die Variation der Parameter zeigt darüber hinaus, dass aufgrund der Komplexität des Materials und des beschriebenen Modells signifikante Zusammenhänge zwischen variierten Parameterwerten und den Simulationsergebnissen immer nur für den jeweils betrachteten Modellstand zutreffend sind. Sobald kleine Änderungen eines Parameterwertes durchgeführt werden, sind Aussagen über den Einfluss anderer Parameter nicht mehr gültig.

Aufgrund der Tatsache dass die Sensitivitätsanalyse von jedem dieser Parameter einzeln keinen konkreten Ansatz zur Steigerung der Energieaufnahmefähigkeit des Crashabsorbers zeigt, wird eine numerisch gestützte Optimierung nach der Adaptive-Response-Surface-Method (ARSM) mittels der Software Altair HyperStudy durchgeführt.

6.7.2 Adaptive Response Surface Method

Das mathematische Approximationsverfahren Adaptive-Response-Surface-Method (ASRM) wird dazu verwendet, mittels Bildung von linearen und quadratischen Antwortflächen eine Zielfunktion $f(x)$ zu approximieren und so das Optimum zu finden. Diese Methode eignet sich durch schnelle Konvergenz besonders für nichtlineare Probleme. Abb. 6-36 zeigt die Funktionsweise einer ARSM eines vereinfachten Optimierungsproblems.

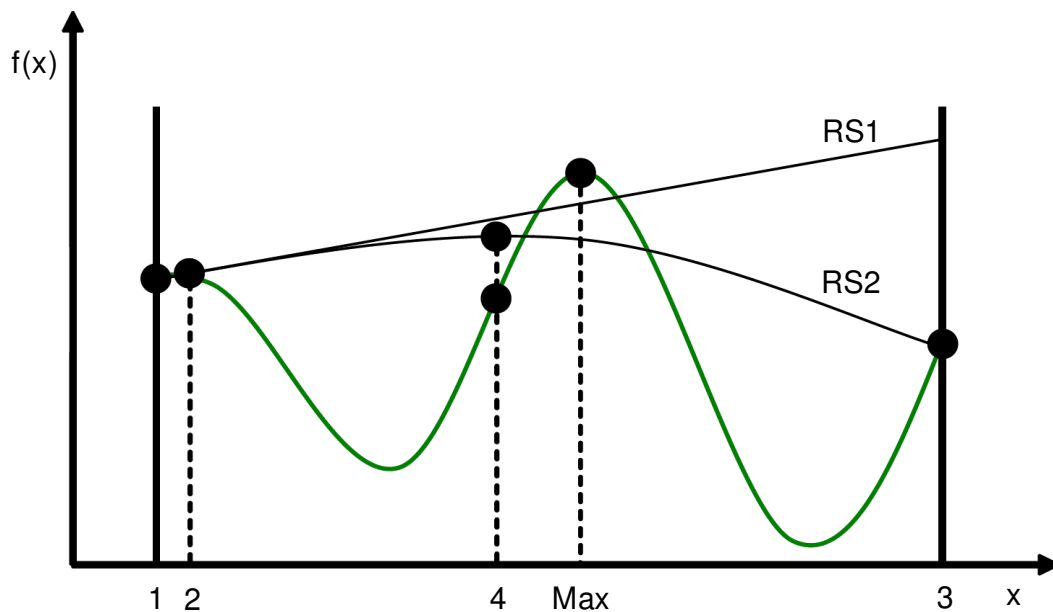


Abb. 6-36: Funktionsweise der Adaptive Response Surface Method [PIE06]

Hierbei entspricht die grün dargestellte Kurve einer Funktionsantwort (Response), die sich bei einer Veränderung der sogenannten Designvariablen x ergibt und deren Maximalwert lokalisiert werden soll. Als Designvariablen werden Modellparameter definiert, deren Anzahl sowie Start- und Auslenkungswerte in Vorfeld festgelegt werden. Im ersten Schritt wird ein sogenannter Nominal-Run mit dem Start-Wert der Designvariable (1) durchgeführt und eine Funktionsantwort berechnet. Nach einer kleinen Auslenkung der Designvariable (2) wird eine weitere Simulation durchgeführt und ein neuer Funktionswert ermittelt, so dass aus den beiden Funktionsantworten eine lineare Beziehung die sogenannte Response Surface (RS1) erstellt wird. Der Maximalwert von RS1 wird auf die Zielfunktion projiziert (3) und anschließend über eine polynomische Annäherung zweiten Grades eine quadratische Response Surface (RS2) generiert und deren Maximum berechnet. Eine weitere numerische Simulation wird mit dem zum approximierten Maximum gehörenden Wert der Designvariable (4) durchgeführt und eine neue Funktionsantwort berechnet. Dieser Vorgang wird solange durchgeführt, bis ein vordefiniertes Abbruchkriterium oder der Maximalwert der Funktion gefunden werden [MUR10, PIE06].

Die für den eindimensionalen Fall beschriebene Methode wird zur Optimierung der Parameter in den zur Abbildung der Crashabsorber verwendeten Materialkarten eingesetzt, da sie bereits in einer anderen Studie des ika erfolgreich eingesetzt wurde [MUR10]. Zur Durchführung der Optimierung muss das Problem mathematisch formuliert und eine sinnvolle Funktionsantwort definiert werden, welche über die Methode der Differenzfläche ermittelt wird. Hierbei wird die Differenzfläche zwischen dem Kraft-Weg-Verlauf aus den Realversuchen und der Simulation berechnet. Dafür werden die dazugehörigen Daten zu diskreten Zeitpunkten verglichen [MUR10]. In HyperStudy ist die ARS-Methode bereits integriert, allerdings muss eine entsprechende Funktion zur Berechnung der Differenzfläche

erstellt und in der Software registriert werden. Hierbei konnte auf eine Funktionsdefinition einer vorhergehenden Studie zurückgegriffen werden [MUR10].

Der Optimierungsvorgang gestaltet sich aufgrund der Vielzahl der Modelleinflussparameter als sehr komplex. Es ist nicht möglich, unter Berücksichtigung einer realisierbaren Optimierungsdauer alle unbekannt Parameter als variabel zu deklarieren. Aus diesem Grund wird hier eine begrenzte Anzahl an Variablen bestimmt. Die Werte, mit denen die besten Kraftverläufe erzielt werden, werden für weitere Optimierungsschritte mit anderen Parametern übernommen.

Abb. 6-37 zeigt die als Designvariablen definierten Parameter und deren Start- und Auslenkungswerte. Die Optimierung wird auf 70 Iterationsschritte begrenzt. Nach Durchlauf der 70 Iterationsschritte zeigt die Optimierung mit HyperStudy nicht das gewünschte Ergebnis, da keine Konvergenz erreicht wird (kleinstmögliche Differenzfläche zwischen Realversuchs- und Simulationskurven). Dies kann entweder in der Komplexität des Simulationsmodells oder in der Anzahl der Iterationsschritte, die für acht Designvariablen zu gering angesetzt ist, begründet sein. Allerdings wird bei einem der 70 Simulationsdurchgänge eine Verbesserung des Kraftverlaufs erzielt, welcher in Abb. 6-38 dargestellt ist. Dabei weist das Maximum des Kraft-Peaks einen Wert von 54,5 kN auf.

Ein weiterer Optimierungsschritt mit den Designvariablen SLIMT1, SLIMC1, SLIMT2, SLIMC2, SLIMS beider Materialkarten zeigt ein ähnliches Ergebnis wie der vorherige Ansatz, allerdings wird in keinem Iterationsschritt eine Verbesserung des Kraftverlaufs erreicht. Auch die Optimierung der Festigkeitswerte führt nicht zum gewünschten Ergebnis. Allerdings zeigt sich, dass eine ausgeprägte Wechselwirkung zwischen den beiden Materialkarten des Triggers und des Rohrkörpers besteht. Dabei führt beispielsweise eine zu hohe Senkung der Festigkeitswerte in der Materialkarte des Triggers dazu, dass dieser vorzeitig erodiert, wodurch die Lasteinleitung in den Rohrkörper nicht ideal verläuft und dieser deutliche Beulneigung zeigt.

Designvariable	Startwert	Untere Grenze	Obere Grenze
XT (Trigger)	100	90	110
YT (Trigger)	100	90	110
E11T (Trigger)	0,0216	0,01944	0,02376
E22T (Trigger)	0,0168	0,01512	0,01848
XT (Rohrkörper)	1045	940	1149
YT (Rohrkörper)	362	325	398
E11T (Rohrkörper)	0,0216	0,01944	0,02376
E22T (Rohrkörper)	0,0168	0,01512	0,01848

Abb. 6-37: Designvariablen zur Optimierung mit ARS-Methode

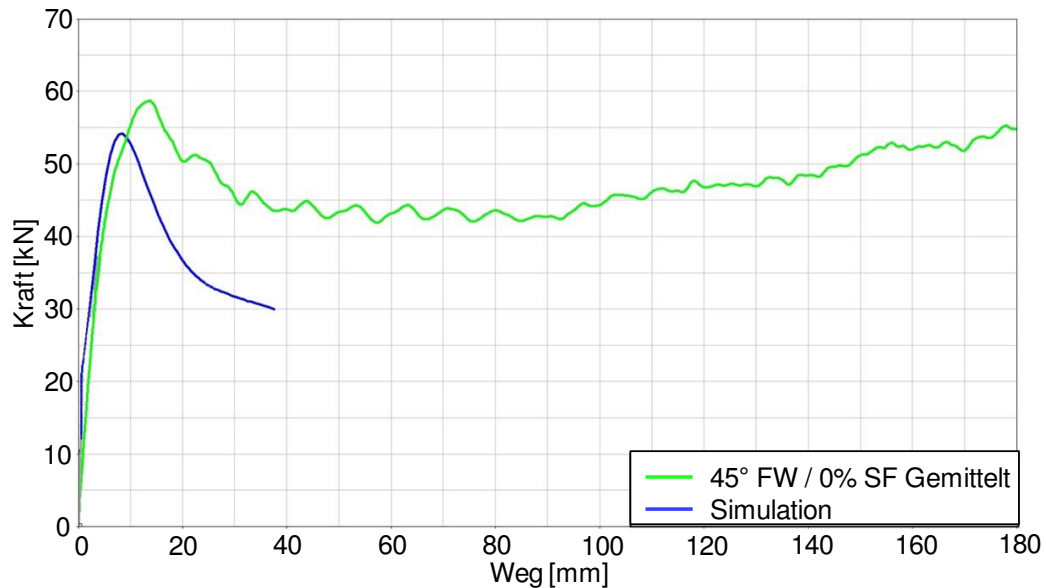


Abb. 6-38: Simulationskurve nach Optimierung mit ARS-Methode (45° FW / 0 % SF)

6.7.3 Einfluss der Triggerzonenlänge

Die Veränderung verschiedener Parameter in beiden Materialkarten ermöglicht eine Erhöhung des Kraft-Peak-Niveaus, allerdings bleibt der Deformationsweg an dem der Peak sein Maximum erreicht, stets derselbe. Simulationsversuche zeigen, dass das Erreichen des Kraft-Peaks nach unterschiedlichen Deformationswegen durch Variation der Triggerzonenlänge gesteuert werden kann. Dafür werden der Ausgangstrigger in drei Schritten verlängert und die auf diese Weise ermittelten Simulationsergebnisse miteinander verglichen, da die Einflusszone der Materialschädigung durch die Fase nicht am Bauteil detektiert werden kann.

Die Ausgangslänge des Triggers beträgt zunächst 5,19 mm und wird um eine halbe Elementreihe des Rohrkörpers (1,5 mm) verlängert, so dass diese eine Gesamtlänge von 6,69 mm aufweist (Triggerverlängerung 1 in Abb. 6-39). Im nächsten Schritt erfolgt eine weitere Verlängerung um eine halbe Elementreihe des Rohrkörpers (Triggerverlängerung 2 in Abb. 6-39). Im letzten Schritt wird die vorherige Triggerzonenlänge um eine ganze Elementreihe verlängert, so dass deren Länge 11,19 mm beträgt (Triggerverlängerung 3 in Abb. 6-39).

Die Simulationsergebnisse der Crashabsorber-Modelle mit den in Abb. 6-39 dargestellten Triggerzonen sind in Abb. 6-40 wiedergegeben. Durch Verlängerung der Triggerzone sinkt zwar das Kraftniveau des Peaks, jedoch wird dieser nach einem längeren Deformationsweg erreicht. Dabei zeigt die Verlängerung um zwei Elementreihen, dass der Deformationsweg beim Erreichen des Kraft-Peaks mit dem im Fallturmversuch gemessenen in guter Näherung übereinstimmt. Aus diesem Grunde erfolgt die weitere Optimierung mit dieser Modellierungsvariante, da diese über den Fasenbereich hinaus Einfluss auf das Crashabsorberverhalten sowie die Kraftaufnahme besitzt.

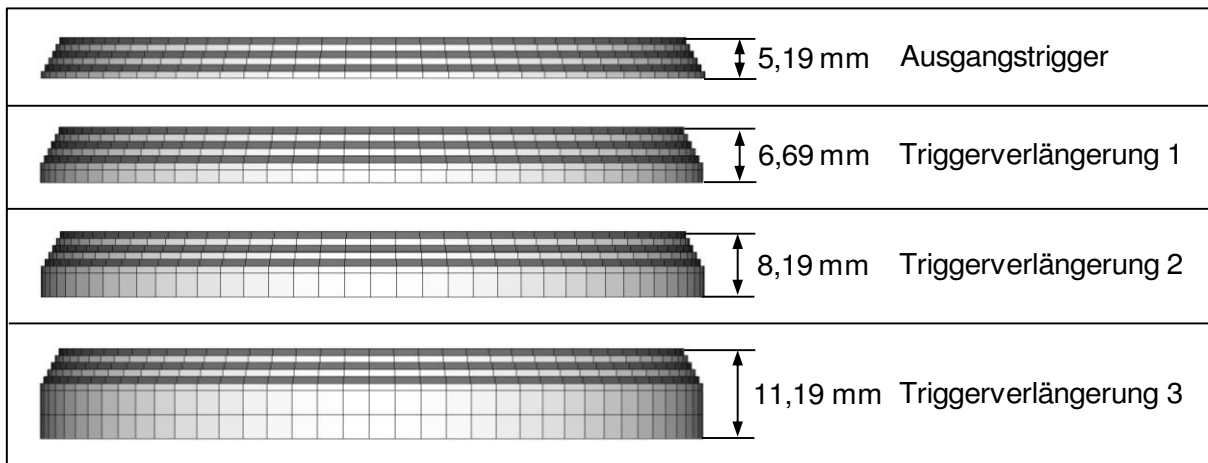


Abb. 6-39: Verlängerung der Triggerzone

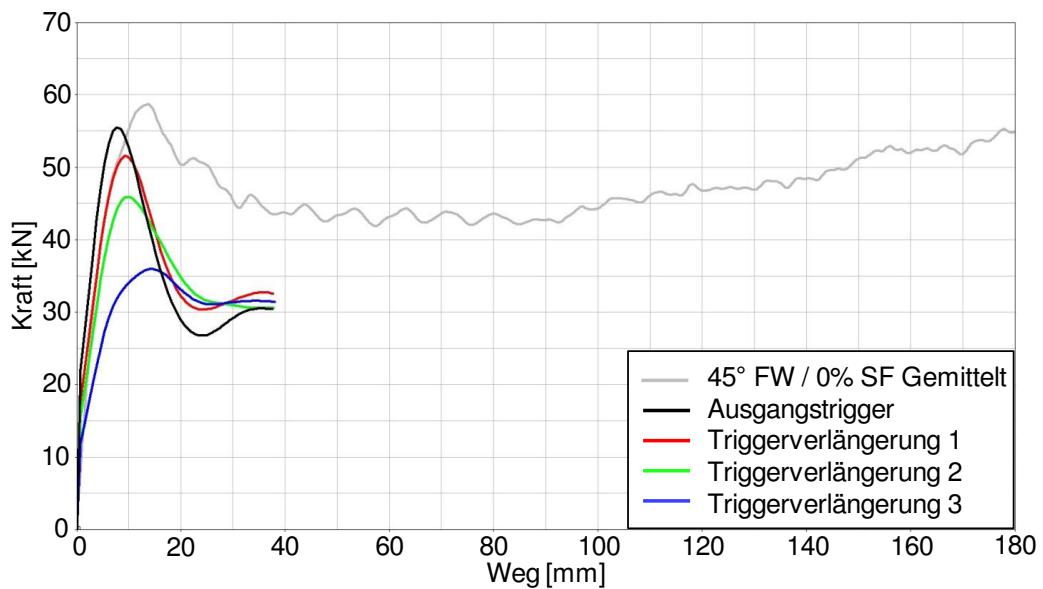


Abb. 6-40: Einfluss verschiedener Triggerzone- Längen (45° FW / 0 % SF)

6.7.4 Manuelle Optimierung der Parameterwerte

Durch eine große Zahl von Simulationsläufen unter Variation verschiedener Modellparameter, die hier nicht alle beschrieben werden sollen, kann eine bessere Näherung an die Versuchskurve erreicht werden. Allgemein zeigt sich, dass durch eine Erhöhung der Festigkeitswerte die Kraftaufnahme gesteigert wird. Außerdem werden die Crashabsorberelemente durch Reduzierung des Reibwertes (FRS) auf 0,1 im Kontakt *CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE nicht erodiert, sondern gleiten am Impactor ab, wodurch die Geflechtlagen nach innen rollen (Abb. 6-41). Der dazugehörige Kraftverlauf ist in Abb. 6-42 dargestellt.

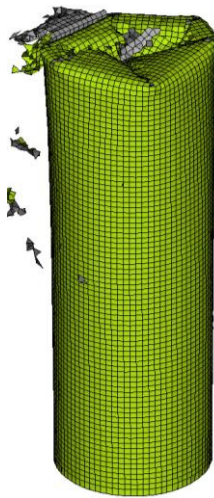


Abb. 6-41: Bauteilverhalten nach manueller Anpassung von Parametern (45° FW / 0 % SF)

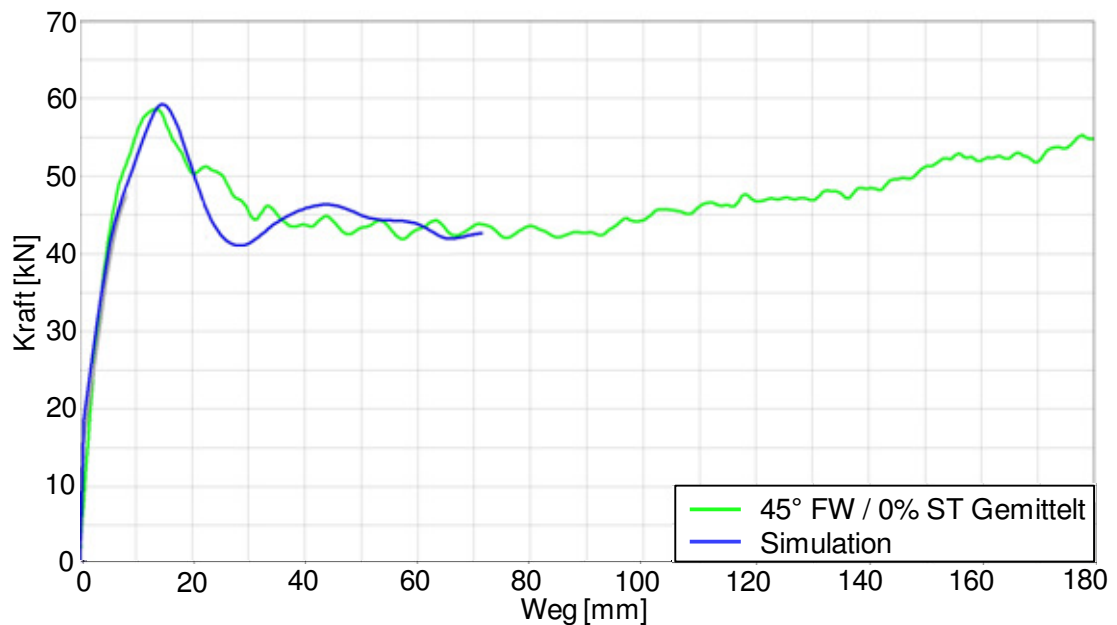


Abb. 6-42: Simulationskurve nach manueller Anpassung von Parametern (45° FW / 0 % SF)

6.7.5 Optimierung der Reibung

Nach der manuellen Anpassung der Parameterwerte des Crashabsorbers weist dieser eine gute Annäherung an die Realversuchskurve. Darüber hinaus hat die Anpassung der Reibung gezeigt, dass eine Verbesserung des Delaminationsverhaltens erreicht werden kann. Um dieses an das Versuchsverhalten anzupassen, wird im Folgenden die Abbildung des Reibungsverhaltens einer genaueren Untersuchung unterzogen.

Wird ein zu geringerer Wert für den Parameter FRS in der Kontaktkarte *CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE eingestellt, so neigen alle Geflechtlagen des Crashabsorbermodells in der Simulation dazu, nach innen zu rollen. Durch die Erhöhung des

statischen Reibkoeffizienten (FRS) von 0,1 auf 0,1155 wird ein ausgeprägtes Delaminationsverhalten eingeleitet. Dabei rollen jeweils drei Geflechtlagen des Crashabsorbers nach innen sowie nach außen, so dass dieses Verhalten demjenigen des Realbauteils im Fallturmversuch entspricht (Abb. 6-43). Darüber hinaus wird eine sehr gute Übereinstimmung des Kraftverlaufs der Simulation mit demjenigen der Realbauteilkurve bis zu einem Deformationsweg von 120 mm erzielt. Im Vergleich zur Simulation ist bei den Realbauteilen gegen Ende ein Anstieg der Kraftaufnahme zu beobachten, während das Simulationsmodell einen nahezu konstanten Kraftverlauf aufweist (Abb. 6-44).

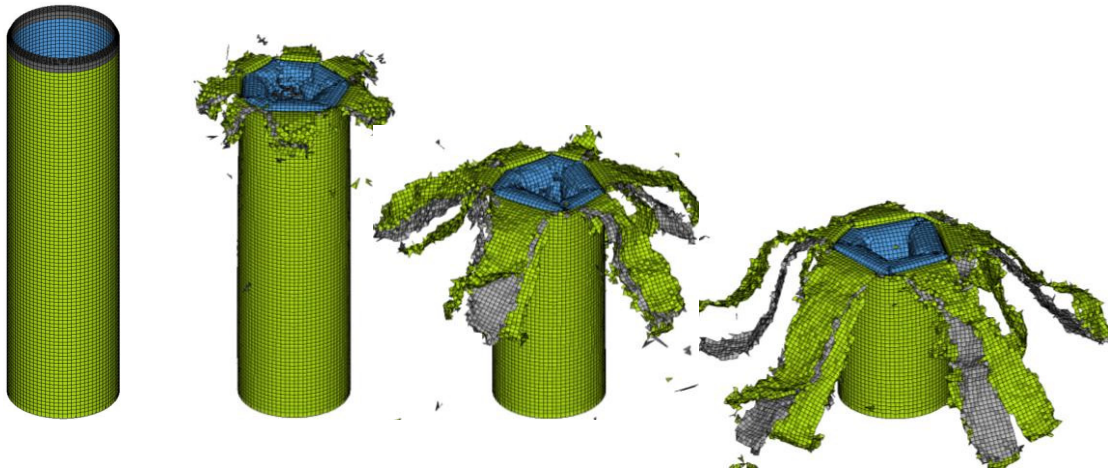


Abb. 6-43: Delamination des Crashabsorbers (45° FW / 0 % SF)

Zur Steigerung der Kraftaufnahme des Crashabsorbermodells gegen Ende der Simulation wird eine geschwindigkeitsabhängige Reibung eingeführt. Dies ist darin begründet, dass auch im Realversuch eine Abnahme der Relativgeschwindigkeit zwischen Impactor und Prüfling auftritt. Hierzu werden in der entsprechenden Kontaktkarte zusätzlich zum statischen Reibkoeffizienten die Parameter FRD und DC verwendet und der Reibwert nach Gl. 6-10 berechnet. Dabei entspricht die Relativgeschwindigkeit zwischen den Schalelementen des Crashabsorbers und der Impactorwand nahezu der Fallgeschwindigkeit des Impactors, so dass diese zu Beginn der Simulation 7.850 mm/s beträgt. Mit der steigenden Energieabsorption des Absorbers nimmt die Fallgeschwindigkeit des Impactors deutlich ab, wodurch nach Gl. 6-10 der Reibwert zunimmt.

Auf diese Weise wird ein Anstieg der Kraftaufnahme des Simulationsmodells erreicht. Durch die Einführung der neuen Parameter kann der zunächst angesetzte Wert des statischen Reibkoeffizienten FS nicht weiter verwendet werden, so dass eine Optimierung notwendig ist. Dabei wird durch die Verwendung der Werte 0,15 für FRS, 0,078 für FRD und $2,3E-4$ für DC eine sehr gute Überlagerung des Kraftverlaufs an die Realversuchskurve mit einem Kraftanstieg gegen Ende der Simulation, bei gleichzeitig adäquatem Delaminationsverhalten, erzielt (Abb. 6-45).

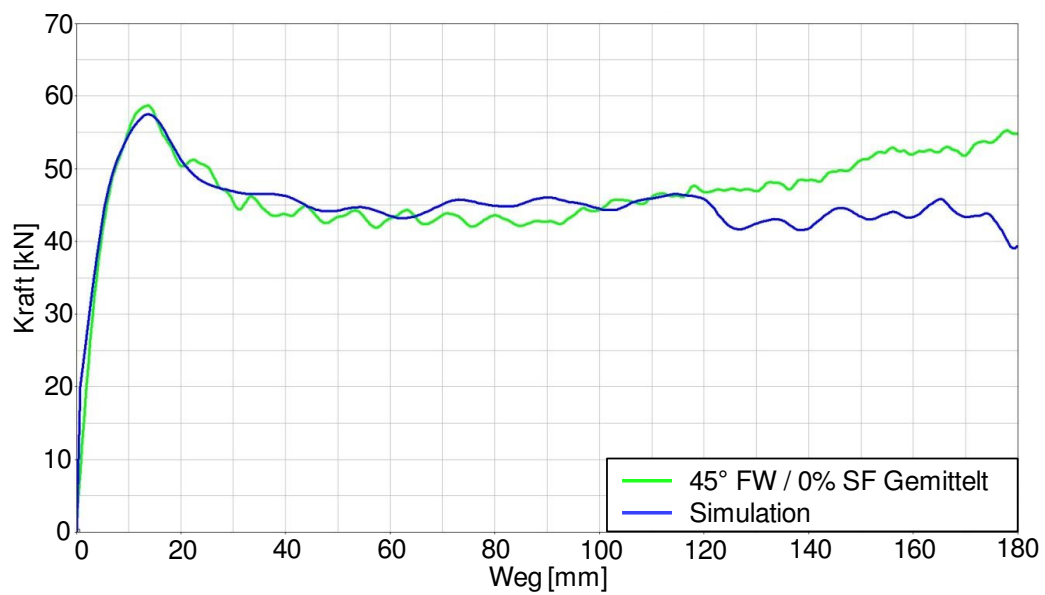


Abb. 6-44: Kraftverlauf nach Optimierung der statischen Reibung (45° FW / 0 % SF)

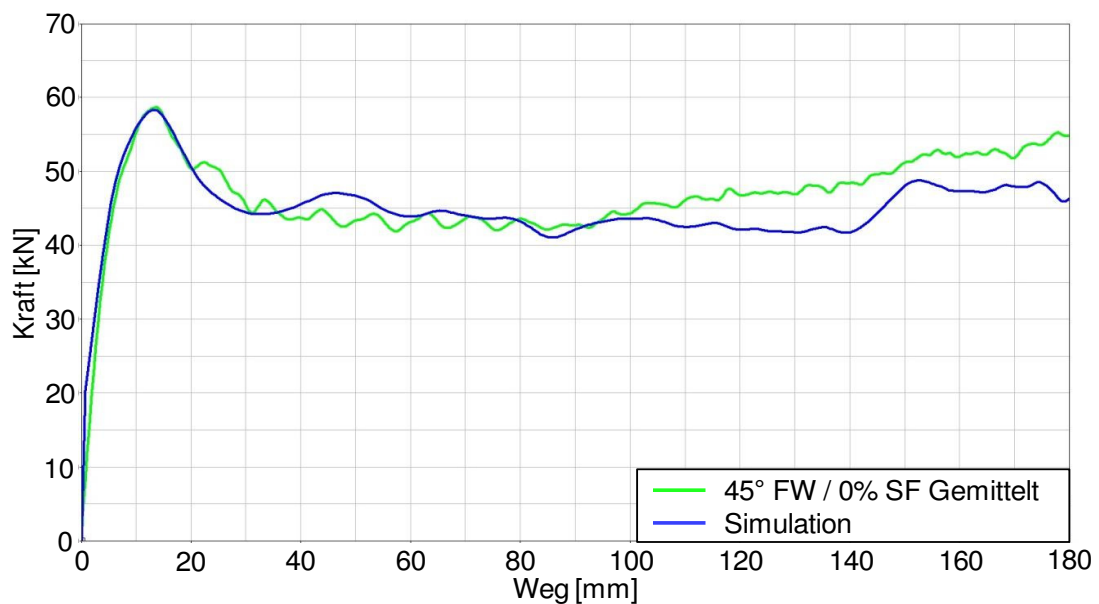


Abb. 6-45: Kraftverlauf mit geschwindigkeitsabhängiger Reibung (45° FW / 0 % SF)

6.8 Validierung des Crashabsorber-Modells mit 45° FW / 0 % SF

Über die Veränderung der Zugfestigkeit in Faserrichtung (Parameter XT) in der Materialkarte des Rohrkörpers kann eine Anpassung des Kraftverlaufs nach dem Kraft-Peak vorgenommen werden (Abb. 6-46). Dabei weist die Variation dieses Parameters keinen signifikanten Einfluss auf die Simulationskurven auf.

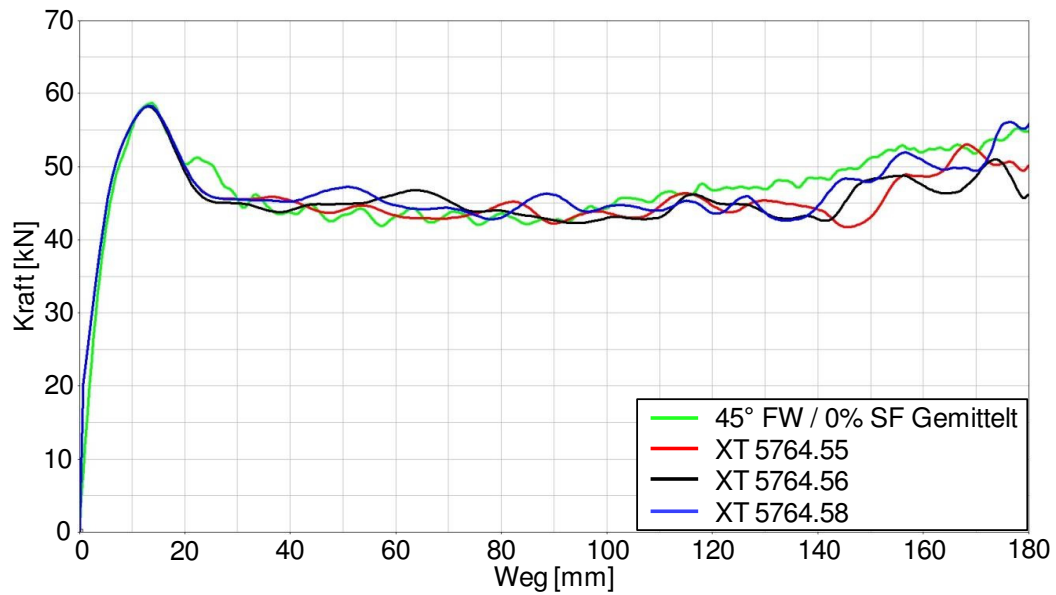


Abb. 6-46: Optimierung des Kraftverlaufs nach dem Peak (45° FW / 0 % SF)

Durch Variation des Parameterwertes für ERODS in der Materialkarte des Rohrkörpers, der die Erodierung der Elemente über die maximale effektive Dehnung steuert, kann die Kraftaufnahme des Absorbers geringfügig beeinflusst werden ohne Einfluss auf dessen Delaminationsverhalten zu nehmen. Auch in diesem Fall ist kein Zusammenhang zwischen der Veränderung der Werte und dem daraus resultierenden Kraftverlauf zu erkennen. Bei einem ERODS-Wert von 0,3003 ist der Kraft-Peak deckungsgleich mit dem aus den Fallturmversuchen ermittelten Verlauf. Durch eine Erhöhung des ERODS-Wertes auf 0,3006 werden das Kraft-Peak-Niveau und der Verlauf nach dem Peak etwas angehoben. Mit einer weiteren Steigerung des Wertes auf 0,302 sinkt der Peak wieder auf das Ausgangsniveau und ist mit diesem bis zu einem Deformationsweg von 23 mm beinahe deckungsgleich (Abb. 6-47).

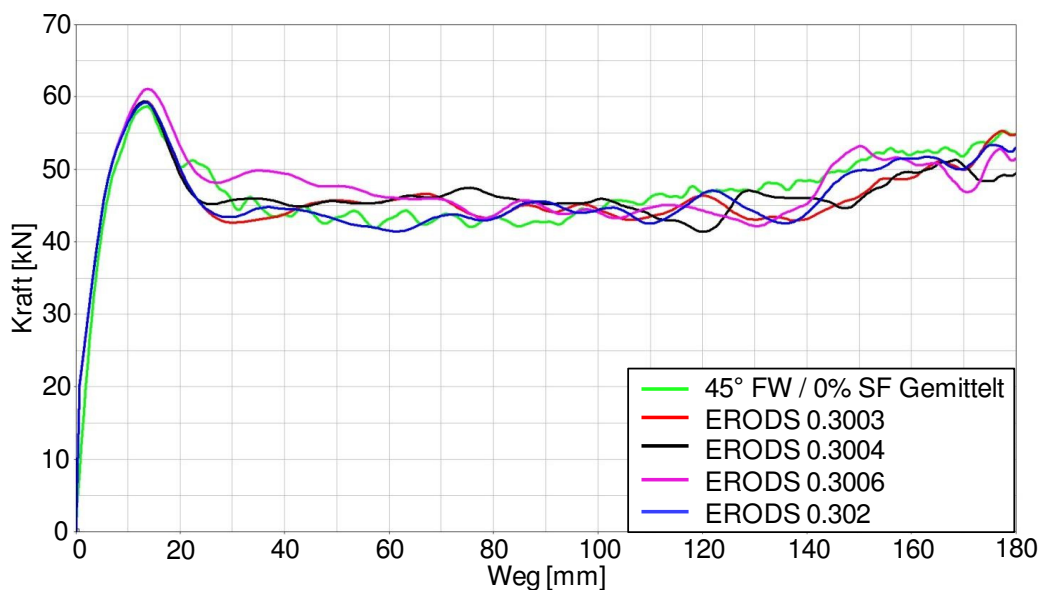


Abb. 6-47: Optimierung von ERODS in der Materialkarte des Rohrkörpers (45° FW / 0 % SF)

Insgesamt wird über die Einstellung des Parameters ERODS auf den Wert 0,302 eine sehr gute Annäherung an die Referenzkurve erzielt. Abb. 6-48 zeigt den optimierten Kraftverlauf des simulierten Crashabsorbers mit 45° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil. Unter Berücksichtigung von Veröffentlichungen aus dem Bereich der Simulation von FVK und der dort vorgestellten erreichbaren Ergebnistreue lassen sich das somit gewonnene Simulationsmodell und seine Übereinstimmung mit dem abgebildeten Lastfall als sehr gute Näherung bezeichnen. Eine Gegenüberstellung des Realversuchs mit der Simulation für einen Deformationsweg von 100 mm gibt Abb. 6-50 wieder. Es ist zu erkennen, dass der simulierte Crashabsorber ein mit dem Realversuch übereinstimmendes Delaminationsverhalten aufweist (Abb. 6-49). Wie bei den getesteten Rohrproben rollen im Simulationsmodell jeweils drei Geflecht-Lagen nach innen und drei nach außen ab, was zu einer kontinuierlichen Schädigung des Absorbers und damit zu einer konstanten Kraftaufnahme führt. Die hier verwendeten LS-Dyna-Karten finden sich im Anhang (Abschnitt 11.5).

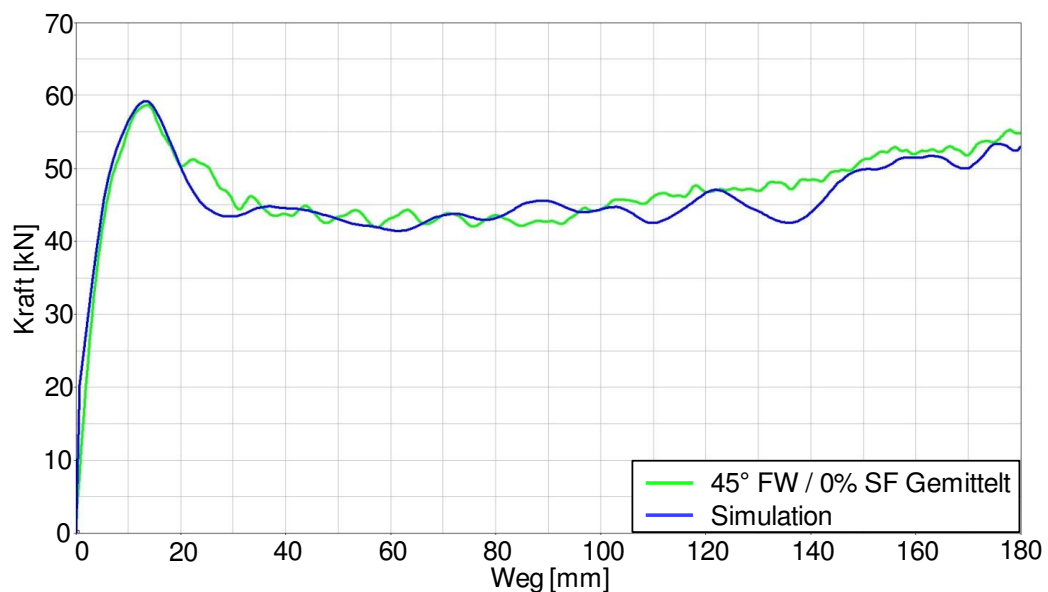


Abb. 6-48: Optimierter Kraft-Weg-Verlauf für die Simulation der Variante 45° FW / 0 % SF



Abb. 6-49: Vergleich Realversuch und Simulation nach 100 mm Deformationsweg

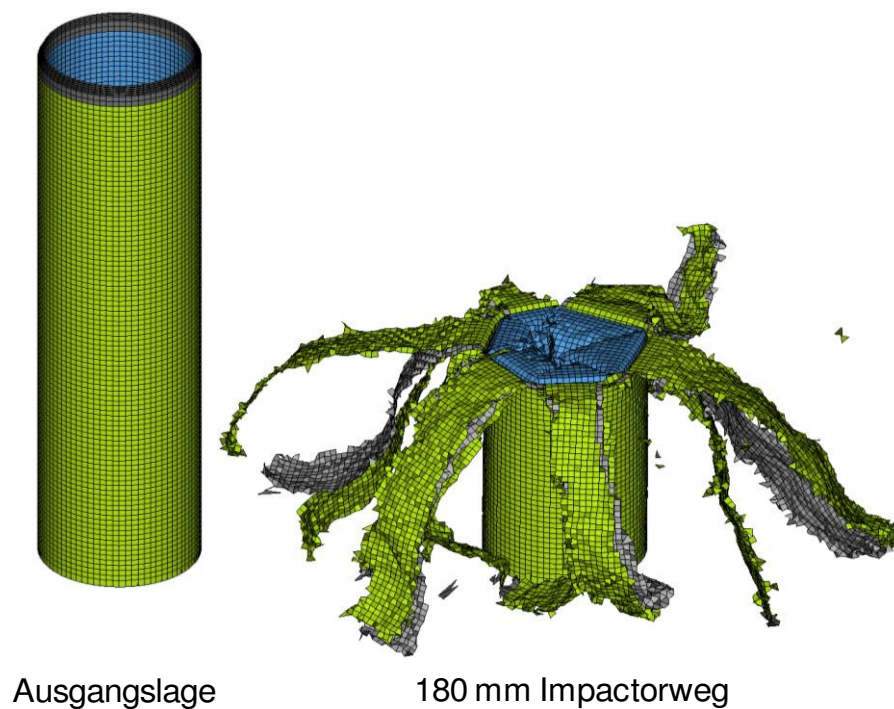


Abb. 6-50: Deformationsverhalten des simulierten Crashabsorbers mit 45° FW / 0 % SF

Aufgrund der Vielzahl der für das Simulationsmodell verwendeten Elemente liegt die Berechnungsdauer bis zu einer Deformationslänge von 180 mm bei zwei Stunden. Eine Reduzierung der Simulationsdauer für den Einsatz in einem Gesamtfahrzeugmodell stellt dabei einen Ansatz für weitere Forschungsaktivitäten dar.

6.9 Übertragbarkeit der Materialkarten auf Modelle mit anderen Wandstärken

Nach der Modellvalidierung der Geflecht-Variante mit 45° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil wird die Übertragbarkeit der Materialkarten auf Modelle unterschiedlicher Wandstärken untersucht. Dieser Schritt ist darin begründet, dass die realen Rohrproben teilweise stark schwankende Wandstärken aufweisen (Abb. 5-17), so dass deren arithmetischer Mittelwert zur Modellierung der Elementdicken des simulierten Crashabsorbers herangezogen wird. Über die Variation der Wandstärke wird deren Einfluss auf das Verhalten der Crashabsorber untersucht. In Abb. 6-51 werden die ermittelten Simulationsergebnisse präsentiert. Neben dem Kraftverlauf des validierten Basis-Modells (2,76 mm Wandstärke) ist der Verlauf eines Modells mit einer höheren (2,85 mm) und einer niedrigeren Wandstärke (2,67 mm) dargestellt.

Aufgrund des größeren Bauteilvolumens zeigt das Modell mit der höheren Wandstärke dabei im Vergleich zum Basis-Modell eine höhere Energieaufnahme. Der Kraftverlauf des Crashabsorbers mit der kleineren Wandstärke ist nach der etwas niedrigeren Kraftaufnahme bis zum Peak zunächst auf einem höheren Niveau als beim Basis-Modell und sinkt erst nach einem Deformationsweg von 130 mm, wobei die Ursache dafür ein Biegekollaps des Crashabsorbers ist. Diese Untersuchung zeigt deutlich, dass eine Übertragung der Materialkarten

auf ein Crashabsorbermodell mit unterschiedlichen Wandstärken ohne eine geeignete Materialanpassung für große Simulationswege nicht möglich ist. Dies stellt einen Forschungsansatz für weitere Untersuchungen dar.

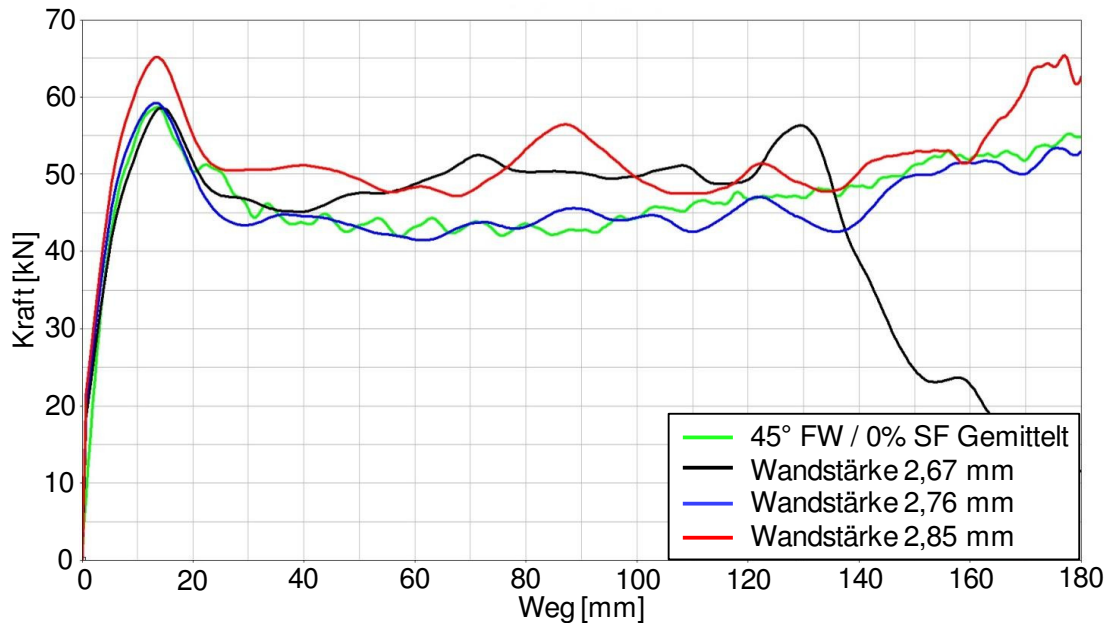


Abb. 6-51: Einfluss der Wandstärke des Crashabsorbers (45° FW / 0 % SF)

6.10 Validierung der einzelnen Geflechtvarianten

Im Folgenden werden die Schritte zur Modellvalidierung für alle untersuchten Geflechtvarianten beschrieben.

6.10.1 Validierung des Crashabsorber-Modells 45°FW / 20 % SF

Als nächster Schritt wird die Übertragung der Materialkarten und Kontaktdefinitionen auf ein Modell mit gleichem Flechtwinkel, aber einem Anteil an Stehfäden, in diesem Fall 20 %, überprüft. Dazu werden zunächst die Abstände zwischen den Schalenelementlagen des Crashabsorbers so angepasst, dass dessen Wandstärke mit dem Mittelwert der Wandstärken der Realbauteile übereinstimmt. Zur Anpassung des Gewichtes des simulierten Absorbers wird die Dichte in den Materialkarten des Triggers und des Rohrkörpers verändert. Dies ist notwendig, da die Varianten mit Stehfäden, ein weniger dichtes Geflecht aufweisen. Außerdem erfolgt eine Skalierung der UD-Schichten gemäß der in Abb. 6-25 aufgeführten Tabelle. Bei den in den folgenden Abschnitten beschriebenen Validierungsprozessen für andere Bauteilvarianten werden diese Modellanpassungen analog vorgenommen. Das Verhalten des Simulation dieser Variante weist deutliche Peak-Schwankungen auf (Abb. 6-52).

Zu Beginn der Simulation ist der Ansatz einer Delamination zu erkennen, die allerdings durch einen zu hohen Lasteintrag in das Bauteil unterbrochen wird. Die Elemente in der Triggerzone reißen in Umfangsrichtung nicht auf, so dass der Absorber im oberen Bereich

beult und einklappt. Dadurch verläuft die Deformation bis zum Ende hin unter Beulen (Abb. 6-53).

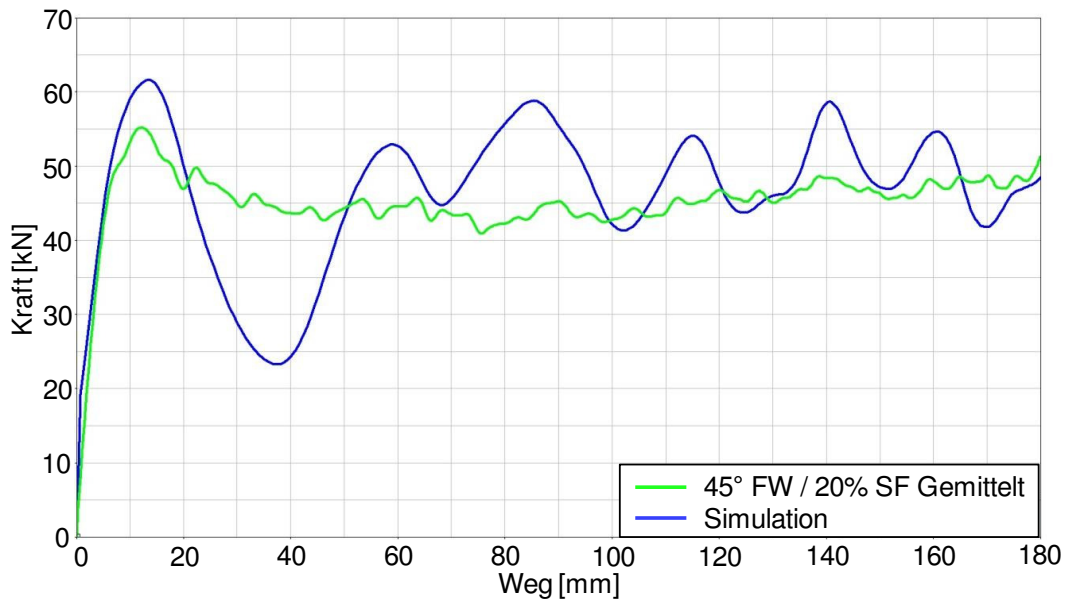


Abb. 6-52: Kraftverlauf für 45° FW / 20 % SF vor der Parameteranpassung

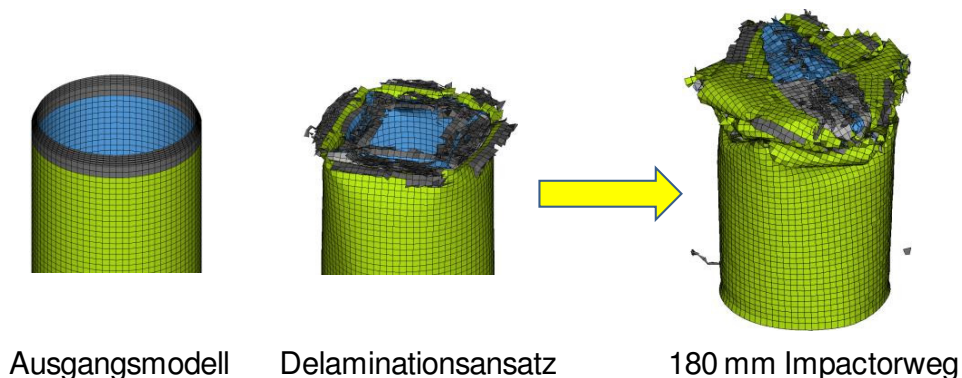


Abb. 6-53: Bauteilverhalten vor der Parameteranpassung (45° FW / 20 % SF)

Dieses Beispiel zeigt, dass eine direkte Übertragung der Materialkarten auf ein Modell mit einem Stehfadenanteil nicht möglich ist. Daher wird eine Parameteranpassung vorgenommen. Die Parameter für die Kontakte werden unverändert gelassen. Die Beulneigung des Crashabsorbers wird durch eine Erhöhung des SLIMS-Wertes in der Materialkarte des Rohrkörpers von 0,425 auf 0,7 weitestgehend reduziert. Über eine Senkung des SLIMS-Wertes von 0,5 auf 0,4 in der Materialkarte des Triggers wird ein harmonischer Lasteintrag erzielt, so dass zum einen das Niveau des Kraft-Peaks gesenkt und zum anderen eine geeignete Delamination eingeleitet wird (Abb. 6-54). Ab einem Deformationsweg von ca. 120 mm wird der gleichmäßige Kraftverlauf durch das Einknicken des Absorbers gestoppt. Eine mögliche Ursache dafür kann die Reibung sein, die mit sinkender Relativgeschwindig-

keit zwischen den Elementen des Impactors und der Knoten des Absorbers steigt. Dadurch wird das Abgleiten der Geflechtlagen am Impactor gestört, was zu einem Biegekollaps führt.

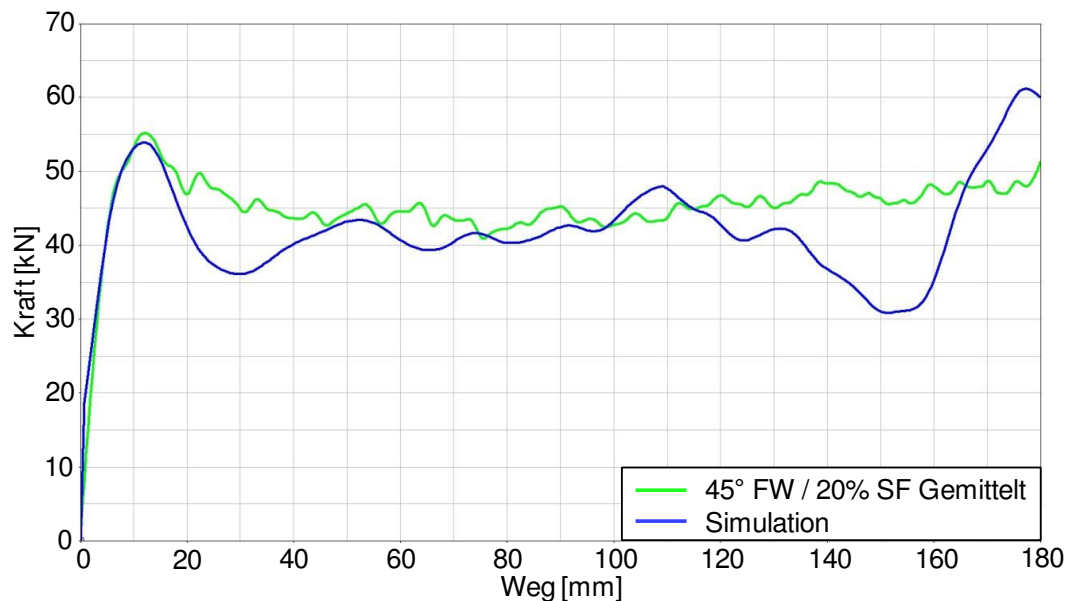


Abb. 6-54: Kraftverlauf nach den ersten Anpassungsschritten (45° FW / 20 % SF)

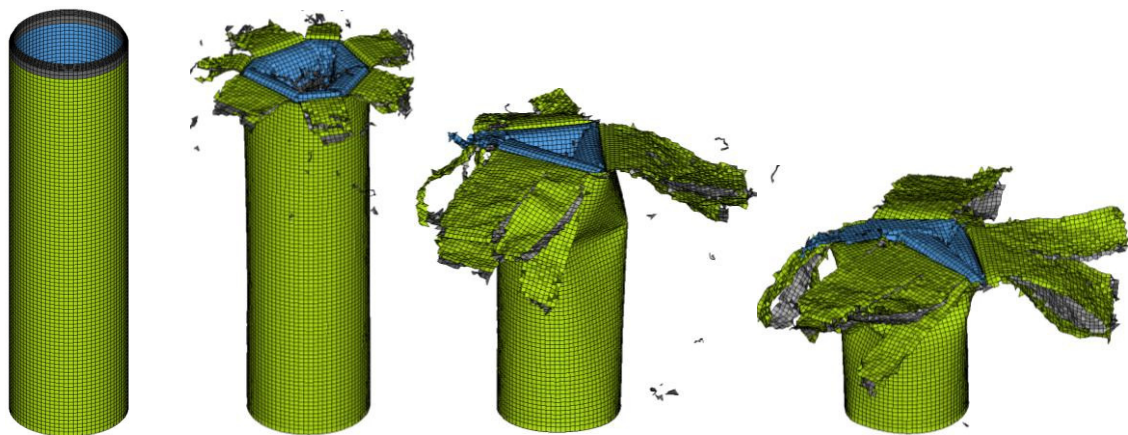


Abb. 6-55: Bauteilverhalten nach ersten Anpassungsschritten (45° FW / 20 % SF)

Optimiert wird der Kraftverlauf durch Variation des Parameters ERODS in der Materialkarte des Triggers, wobei ein Wert von 0,27 den Verlauf der Simulation am besten an denjenigen des Realversuches annähert (Abb. 6-56). Gegen Ende der Simulation wird die fortschreitende Delamination gestört, indem ein Teil einer der inneren Geflechtlagen nach außen gezogen wird (Abb. 6-57). Dadurch erklärt sich der leichte Anstieg der Kraftaufnahme ab ca. 150 mm Deformationsweg. Dies kann allerdings als zulässig angesehen werden, da die realen Probekörper ebenfalls eine Abweichung von einem idealen Delaminationsverhalten zeigen. Das dadurch initiierte Aufstauen des Material am Bauteil, welches zur

Steigerung der Kraft führt, muss für die Simulation von hohen Deformationen durch eine geeignete Anpassung des Delaminationsverhaltens verhindert werden und bildet einen Forschungsansatz für weiterführende Arbeiten.

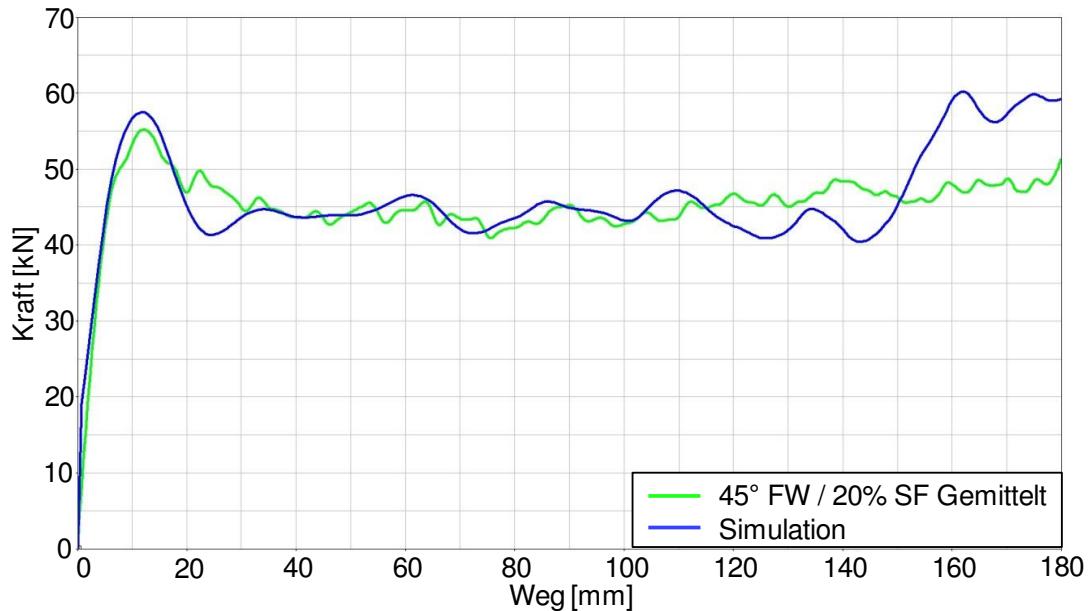


Abb. 6-56: Verlauf des simulierten Crashabsorbers mit 45° FW / 20 % SF

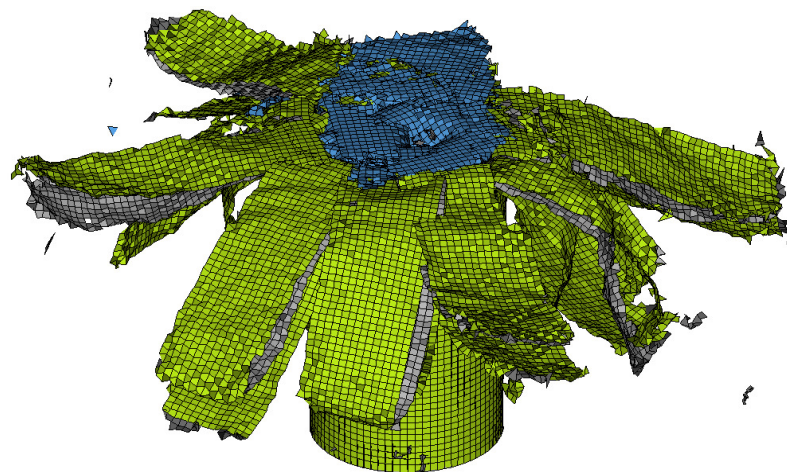


Abb. 6-57: Verhalten des simulierten Crashabsorbers mit 45° FW / 20 % SF

6.10.2 Validierung des Crashabsorber-Modells mit 45° FW / 50 % SF

Die erste Simulation der Variante mit 45° FW und 50 % SF wird mit den Kontaktdefinitionen und Materialkarten aus dem Crashabsorbermodell mit 45° FW / 0 % SF durchgeführt. Abb. 6-58 zeigt den dazugehörigen Kraft-Weg-Verlauf, aus welchem hervorgeht, dass auch im vorliegenden Fall eine direkte Übertragung der Materialkarten zu keinem akzeptablen Ergebnis führt. Obwohl der Kraft-Peak der Simulationskurve eine sehr gute

Übereinstimmung mit demjenigen der Realversuche zeigt, wird der simulierte Crashabsorber nach der Erosion der Triggerzone instabil und knickt in der Nähe der Crashfront ein, wodurch die Kraftaufnahme ab einem Deformationsweg von 50 mm sinkt.

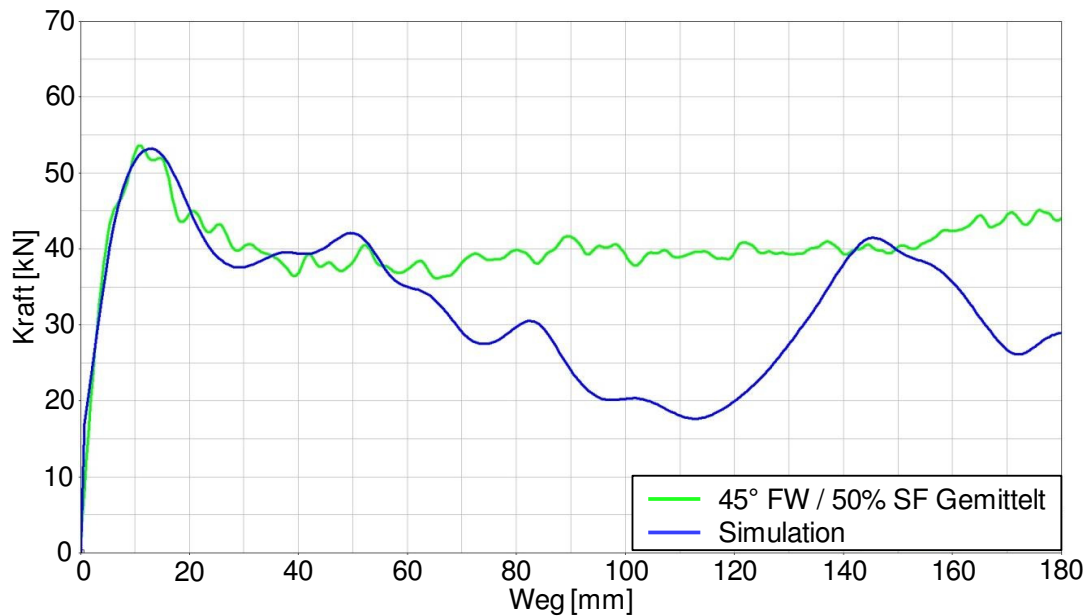


Abb. 6-58: Kraftverlauf des Crashabsorbers mit 45° FW / 50 % SF vor der Optimierung

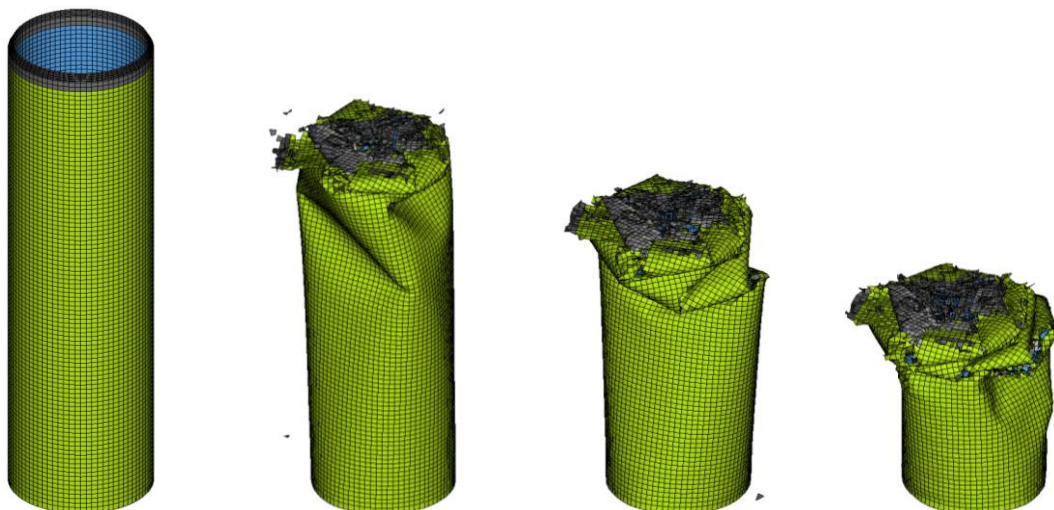


Abb. 6-59: Bauteilverhalten vor der Parameteranpassung (45° FW / 50 % SF)

Der Kraftverlauf des Absorbers mit der für das Simulationsmodell mit 45° FW / 20 % SF optimierter Materialkarte weist ebenfalls keine zufriedenstellende Übereinstimmung mit der Realkurve auf. Zunächst wird ein Delaminationsverhalten eingeleitet, in dem drei Geflecht-lagen nach innen und drei nach außen gebogen werden, allerdings wird diese nach einem Deformationsweg von ca. 20 mm durch Beulen an der Crashfront unterbrochen. Der Beulvorgang wird bis zum Ende der Simulation fortgeführt, so dass ein wellenförmiger Verlauf der Kraft zu erkennen ist (Abb. 6-60).

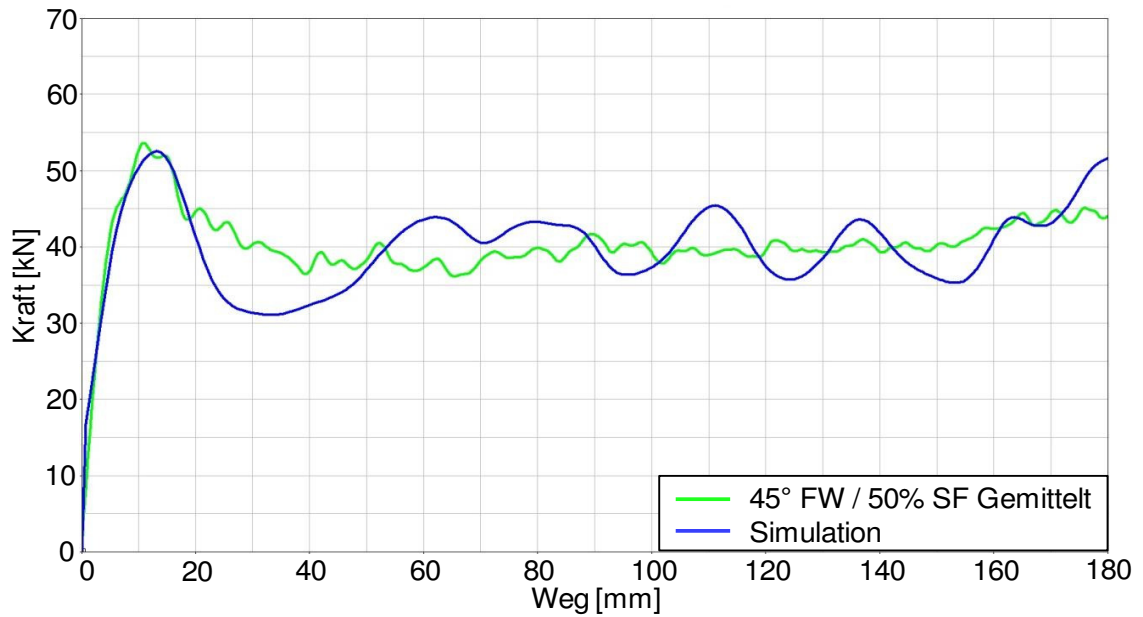


Abb. 6-60: Kraftverlauf für 45° FW / 50 % SF mit Materialkarten für 45° FW / 20 % SF

Durch die hohe Kraftaufnahme werden die in den Realversuchen erzielten Energieabsorptionswerte erreicht. Allerdings weist der simulierte Crashabsorber kein Delaminationsverhalten auf, so dass eine Optimierung der Parameter der Materialkarten durchgeführt wird. Eine Sensitivitätsanalyse der Parameter in den *MAT_58-Karten des Rohrkörpers zeigt, dass bei Veränderung der Druckfestigkeitswerte (Parameter XC, YC) in Faser- und quer zur Faserrichtung das Simulationsmodell eine gute Übereinstimmung zu den Versuchen aufweist. Unabhängig davon, ob die Werte der Parameter XC und YC erhöht oder gesenkt werden, werden lediglich die ersten Elementreihen der Triggerzone erodiert, danach beult der Crashabsorber und die Kraftaufnahme sinkt (Abb. 6-61). In der Regel ist eine Optimierung des Crashabsorberverhaltens nur durch eine kombinierte Variation unterschiedlicher Parameter möglich. In vielen Variationsansätzen ist kein grundsätzlicher Zusammenhang zwischen bestimmten Parametern und der Kraftaufnahme zu erkennen. Dadurch wird die optimale Parameterkombination, mit welcher ein ideales Delaminationsverhalten bei gleichzeitig stabilem Bauteilverhalten erzielt wird, nicht gefunden.

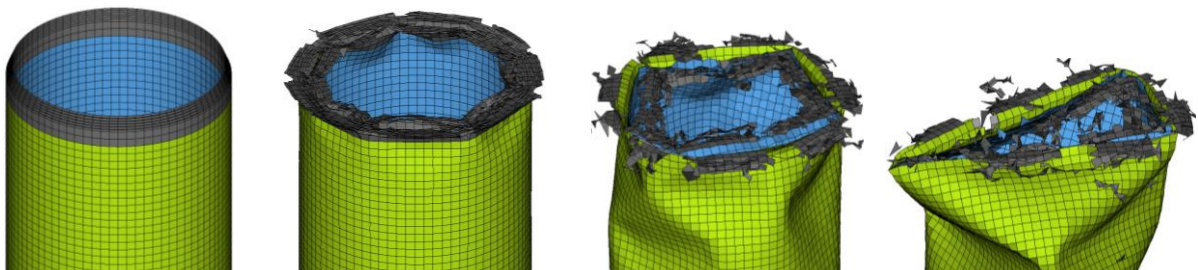


Abb. 6-61: Bauteilverhalten bei Variation der Druckfestigkeitswerte (45° FW / 50 % SF)

Abb. 6-62 zeigt die Kraftaufnahme eines simulierten Crashabsorbers, bei dem in der Materialkarte des Rohrkörpers im Vergleich zum ursprünglichen Materialmodell die Parameter YC und YT erhöht und SC gesenkt sind. Auf diese Weise ist das Niveau der Kraftaufnahme im Vergleich zu der im Realversuch ermittelten Kurve geringer, aber ein Biegekollaps wird vermieden. Darüber hinaus weist der Absorber eine konstante Lastaufnahme nach dem Kraft-Peak auf.

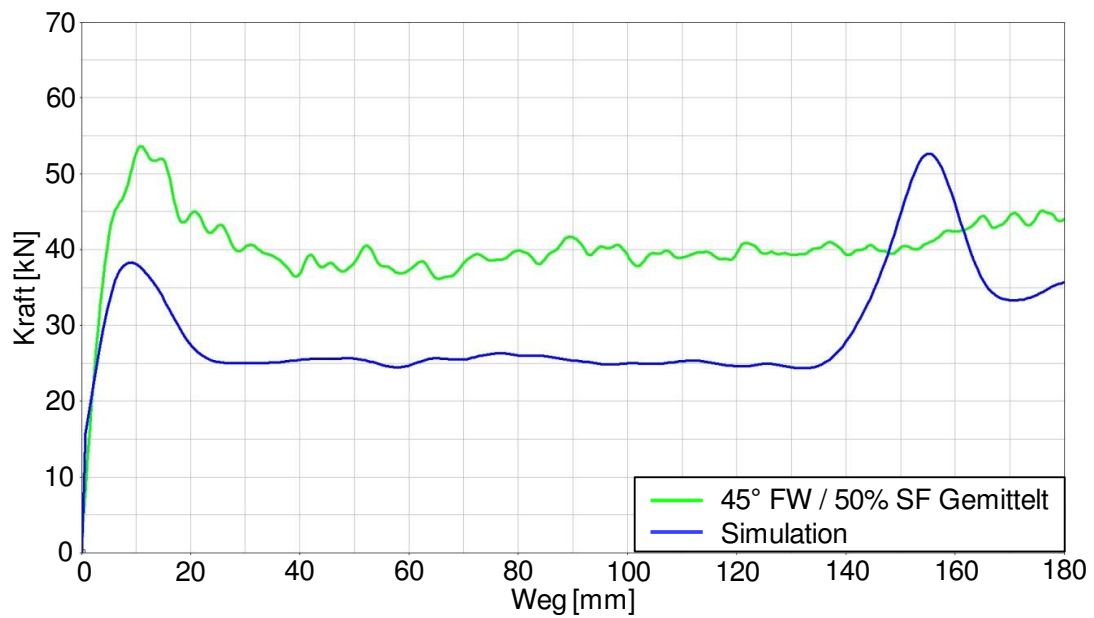


Abb. 6-62: Optimierungsschritt für 45° FW / 50 % SF

Das Verhalten dieses Modells weist kein Delaminationsverhalten auf (Abb. 6-63). Alle Geflechtlagen rollen nach dem Aufprall des Impactors auf den Crashabsorber nach innen. Dadurch kommt es zu einer Materialanhäufung in der Mitte des Absorbers, welche mit fortschreitendem Deformationsweg den an der Grundplatte montierten Dorn erreicht und für zusätzliche Stützwirkung sorgt, was den Kraftanstieg gegen Ende der Simulation erklärt.

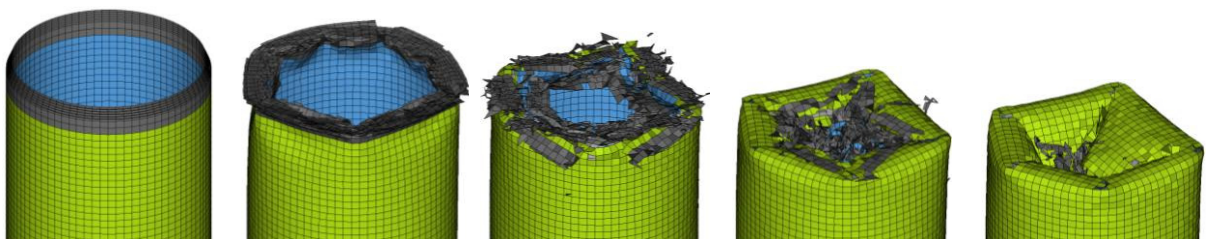


Abb. 6-63: Verhalten der Triggerzone des simulierten Crashabsorbers mit 45° FW / 50 % SF

Diese Optimierungsschritte weisen darauf hin, dass unter den bisherigen Annahmen ein geeignetes Materialverhalten bei hoher Deformation für hohe Stehfadenanteile nicht erreicht

werden kann. Eine Anpassung des Modellierungsansatzes der Stehfäden bietet einen Ansatz für weitere Forschungsaktivitäten.

6.10.3 Validierung des Crashabsorber-Modells mit 30° FW / 0 % SF

Die Simulationsergebnisse der Geflechtvariante mit 30° FW und 0 % SF zeigt, dass hier ebenfalls eine direkte Übertragung der Parameterwerte der Materialkarten aus dem zuerst optimierten Modell (45° FW / 0 % SF) nicht möglich ist. Der simulierte Crashabsorber ist in der Nähe der Crashfront nicht stabil genug und knickt ein (Abb. 6-64). Das Verhalten sowie die Kraftaufnahme sind mit der Geflechtvariante 45° FW / 20 % SF vor der Optimierung zu vergleichen (Abb. 6-65).

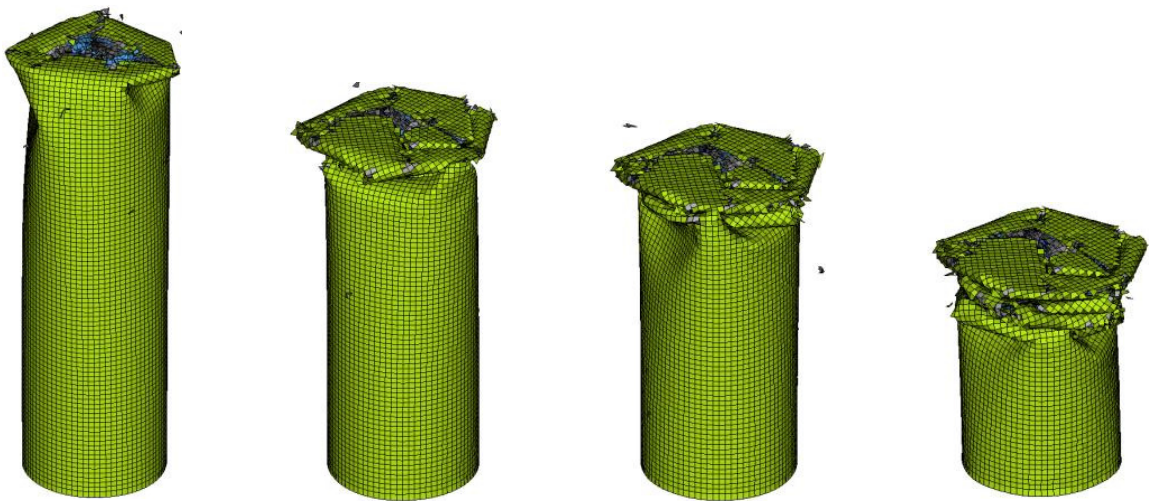


Abb. 6-64: Bauteilverhalten vor der Parameteranpassung (30° FW / 0 % SF)

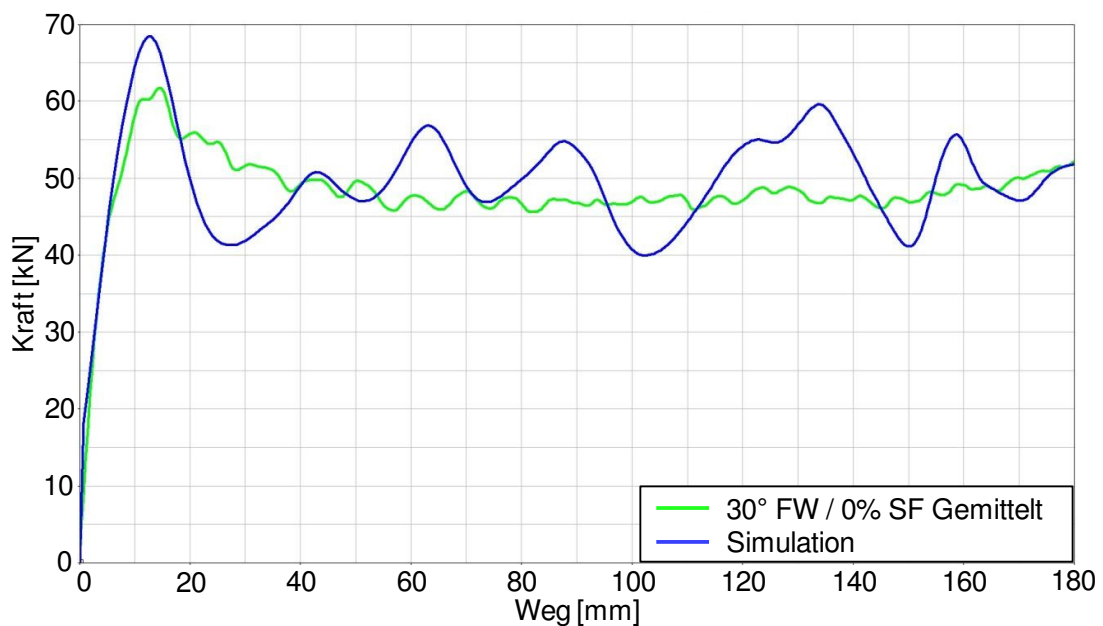


Abb. 6-65: Kraftverlauf für 30° FW / 0 % SF vor der Parameteranpassung

Eine Variation der Festigkeits- und SLIM-Werte zur besseren Einleitung der Delamination bringt keinen Erfolg, daher wird die Triggerzone des Modells an diejenige mit 45° FW / 0 % SF angepasst, welche ein geeignetes Delaminationsverhalten initiiert. Die Materialkarte des Rohrkörpers wird jedoch derart verändert, dass der SLIMS- von 0,425 auf 0,6 und ERODS-Wert von 0,302 auf 0,303 erhöht wird. Der so modifizierte Crashabsorber zeigt ein in weitem Maße verbessertes Verhalten (Abb. 6-66). Bis zu einem Deformationsweg von 90 mm ist ein sehr gutes Delaminationsverhalten zu erkennen, welches sich danach geringfügig verschlechtert. Der Kraft-Peak wird gesenkt, so dass eine gute Übereinstimmung mit den Versuchskurven erzielt wird. Der Kraftverlauf nach dem Peak schwankt zwar über die gesamte Deformationslänge, allerdings ist dessen Niveau mit dem der Realversuche vergleichbar.

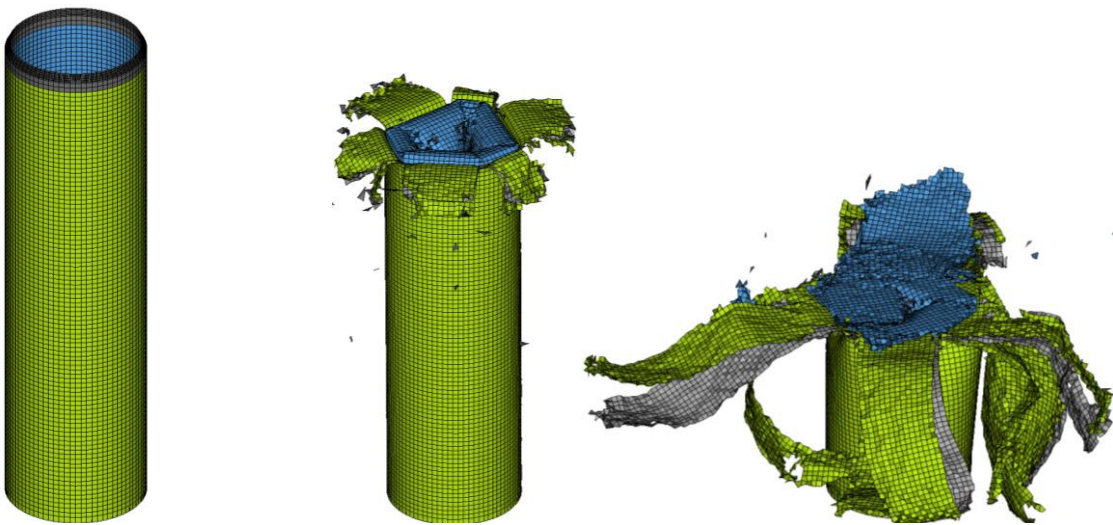


Abb. 6-66: Bauteilverhalten nach der Trigger- und Materialanpassung (30° FW / 0 % SF)

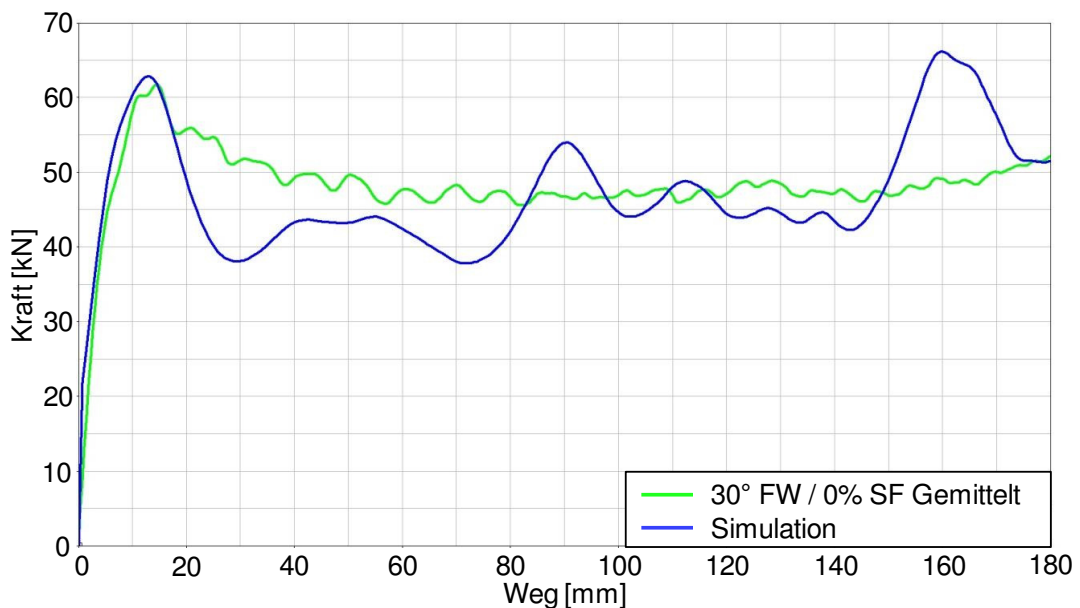


Abb. 6-67: Kraftverlauf nach der Trigger- und Materialanpassung (30° FW / 0 % SF)

Eine Auslenkung unterschiedlicher Festigkeitswerte in beiden Materialarten bewirkt in der Regel einen Biegekollaps, so dass eine Optimierung der Kraftaufnahme sowie des Crashabsorberverhaltens nur durch Variation der SLIM- und ERODS-Werte möglich ist.

6.10.4 Validierung des Crashabsorber-Modells mit 30° FW / 20 % SF

Die Simulation des an die Geflechtvariante mit 30° Flechtwinkel und 20 % Stehfadenanteil angepassten Crashabsorbermodells zeigt unter Verwendung der Materialkarte des Basismodells (45° FW / 0 % SF), dass in diesem Falle eine gute Übertragbarkeit gegeben ist. Es wird eine Delamination eingeleitet, die allerdings nur an der äußersten Geflechschicht stattfindet (Abb. 6-68). Der Kraftverlauf ist bis zu einem Deformationsweg von 125 mm mit den Realversuchen auf gleichem Niveau, danach tritt ein Anstieg der Kraftaufnahme auf, welcher durch die Materialanhäufung in der Crashabsorbermitte verursacht wird (Abb. 6-69).

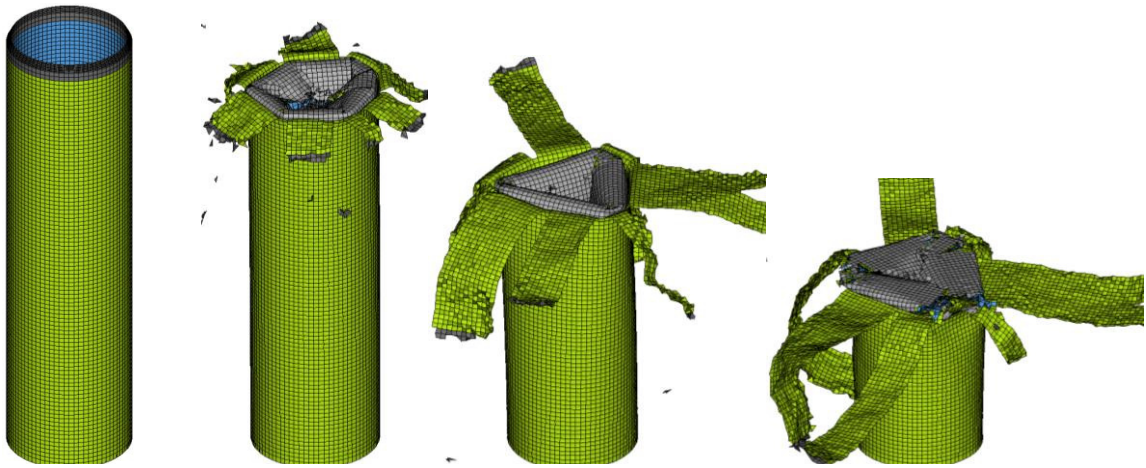


Abb. 6-68: Bauteilverhalten vor der Parameteranpassung (30° FW / 20 % SF)

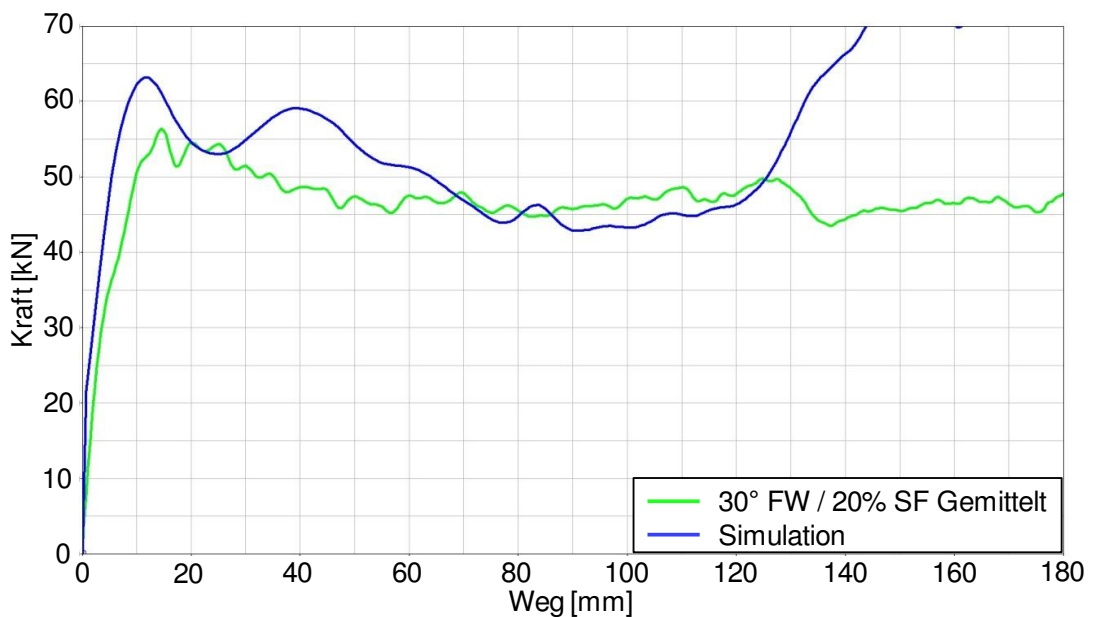


Abb. 6-69: Kraftverlauf für 30° FW / 20 % SF vor der Parameteranpassung

Durch Reduzierung des SLIMC2-Wertes in der Materialkarte des Rohrkörpers von 0,13 auf 0,08 und des ERODS-Wertes in der Materialkarte des Triggers von 0,35 auf 0,3 werden beide Kraft-Peaks etwas gesenkt und bis zu 140 mm eine gute Annäherung an die Realkurvenverläufe erreicht (Abb. 6-70), ohne das Verhalten des Crashabsorbers wesentlich zu beeinflussen (Abb. 6-71). Versuche, die Schubfestigkeit des Rohrkörpers zu verändern, um ein besseres Delaminationsverhalten einzuleiten, zeigen ebenso wie die Variation der SLIM-Werte in der Materialkarte des Triggers keine Verbesserung des Bauteilverhaltens.

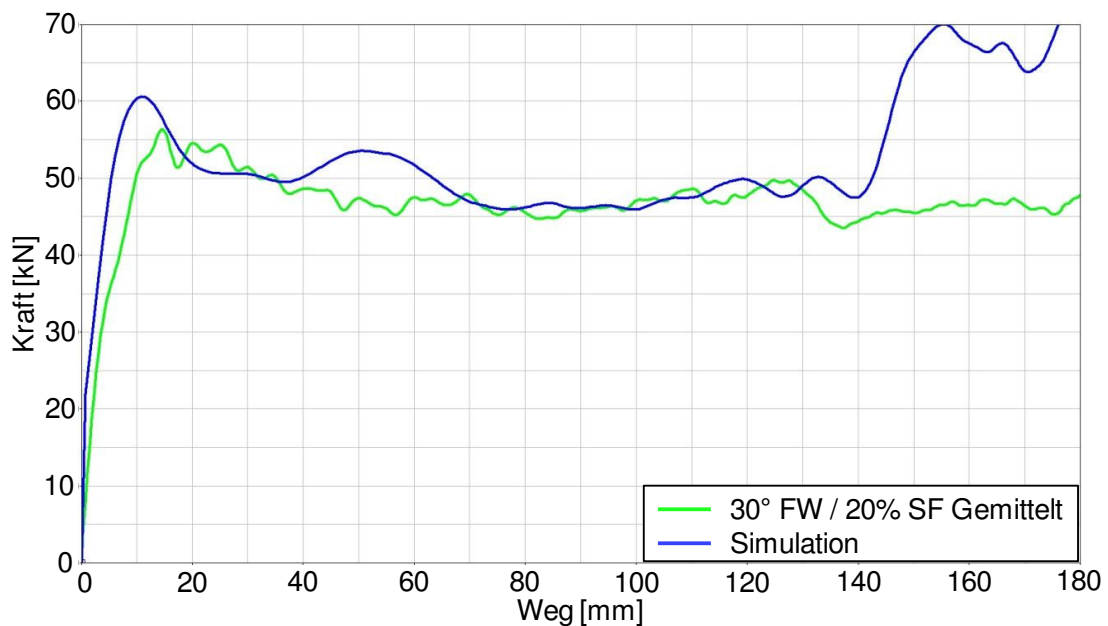


Abb. 6-70: Optimierungsschritt für 30° FW / 20 % SF

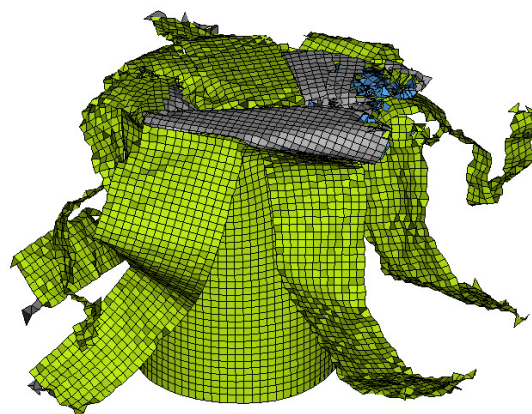


Abb. 6-71: Bauteilverhalten zum letzten Stand des Optimierungsverlaufs (30° FW / 20 % SF)

6.10.5 Validierung des Crashabsorber-Modells mit 30° FW / 50 % SF

Bei der Variante mit 30° Flechtwinkel und 50 % Stehfadenanteil führt die Übertragung der Materialkarte der Basisvariante (45° FW / 0 % SF) zu einem sehr geringen Kraftniveau. Der

Peak erreicht dabei einen Wert von 40 kN und fällt danach auf ein Niveau von 30 kN, das allerdings bis zu einem Deformationsweg von 130 mm nahezu konstant verläuft (Abb. 6-72). Dieser Verlauf basiert auf einer sehr stark ausgeprägten Delamination (Abb. 6-73). Dabei kommt es jedoch ab ca. 120 mm zu einer Materialstauchung und infolge dessen zum Bauteilbeulen, was den starken Kraftanstieg ab diesem Punkt begründet.

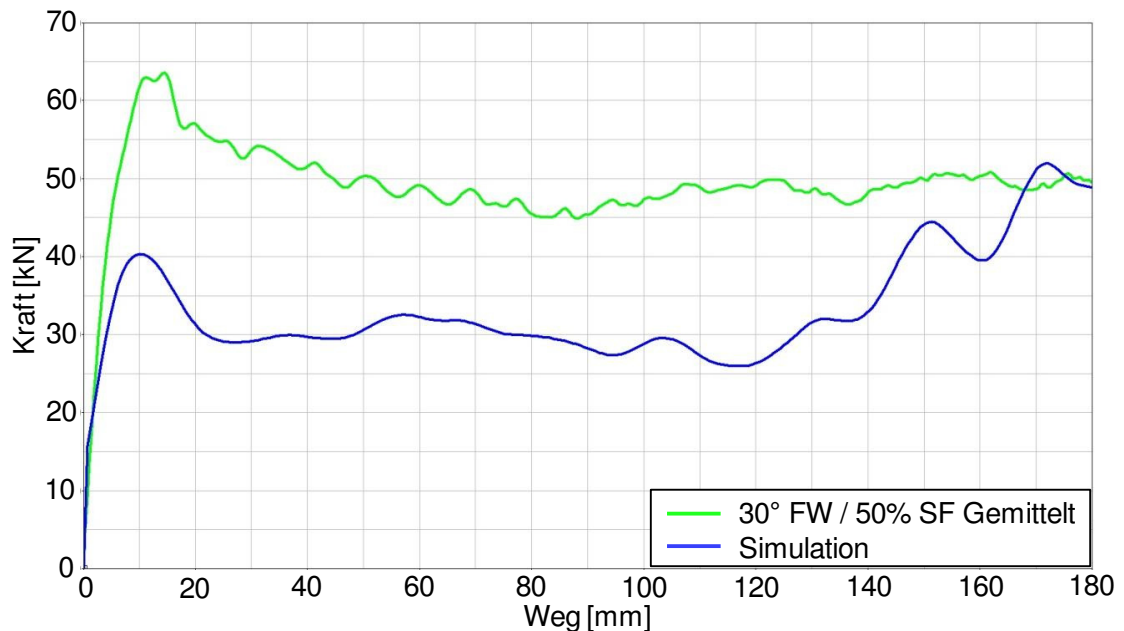


Abb. 6-72: Kraftverlauf für 30° FW / 50 % SF vor der Parameteranpassung

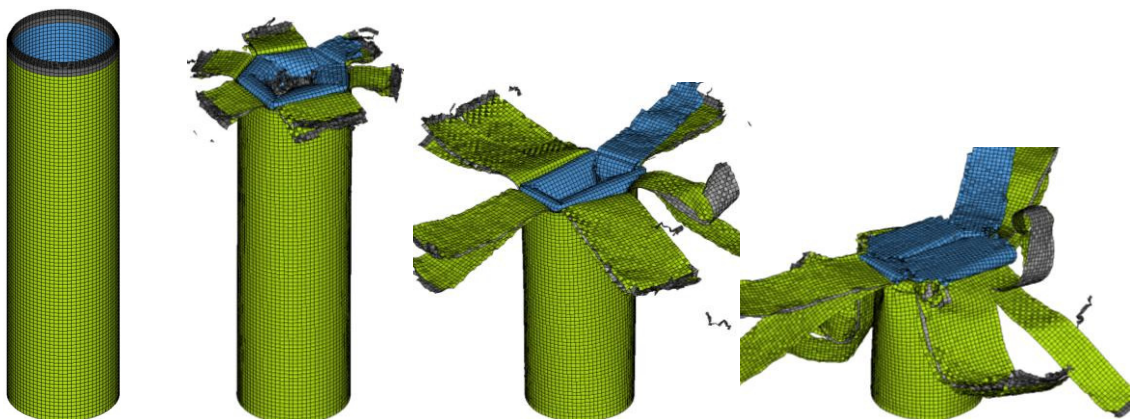


Abb. 6-73: Bauteilverhalten vor der Parameteranpassung (30° FW / 50 % SF)

Durch Erhöhung des SLIMS-Wertes in der Materialkarte des Rohrkörpers von 0,425 auf 0,7 und Senkung des SLIMS-Wertes von 0,5 auf 0,4 und des ERODS-Wertes von 0,35 auf 0,27 in der Materialkarte des Triggers, wird das Delaminationsverhalten des Crashabsorbers noch weiter verbessert (Abb. 6-74). Allerdings unter Verlust der Kraftaufnahme, die jedoch durch Erhöhung des Schubfestigkeitswertes (SC) in der Materialkarte des Rohrkörpers von

5.565 MPa auf 7.565 MPa wieder gesteigert wird. Der Kraft-Peak erreicht einen Wert von 43 kN und sinkt nach dem Peak auf einen Wert von 35 kN (Abb. 6-75). Durch eine weitere Steigerung des SC-Wertes über 7.565 MPa wird das Delaminationsverhalten verschlechtert und der Crashabsorber entwickelt höhere Beulneigung. Eine Erhöhung des YC-Wertes in der Materialkarte des Rohrkörpers verursacht einen höheren Kraft-Peak, allerdings ist der Kraftverlauf nach dem Peak niedriger als bei den zuvor beschriebenen Modellen. Auch durch Variation der Kontaktparameter NFLS, SFLS und PARAM wird keine Verbesserung der Kraftaufnahme erzielt. Somit unterstreichen die hier durchgeführten Schritte die Aussagen des Abschnittes 6.10.2 bezüglich hoher Stehfadenanteile.

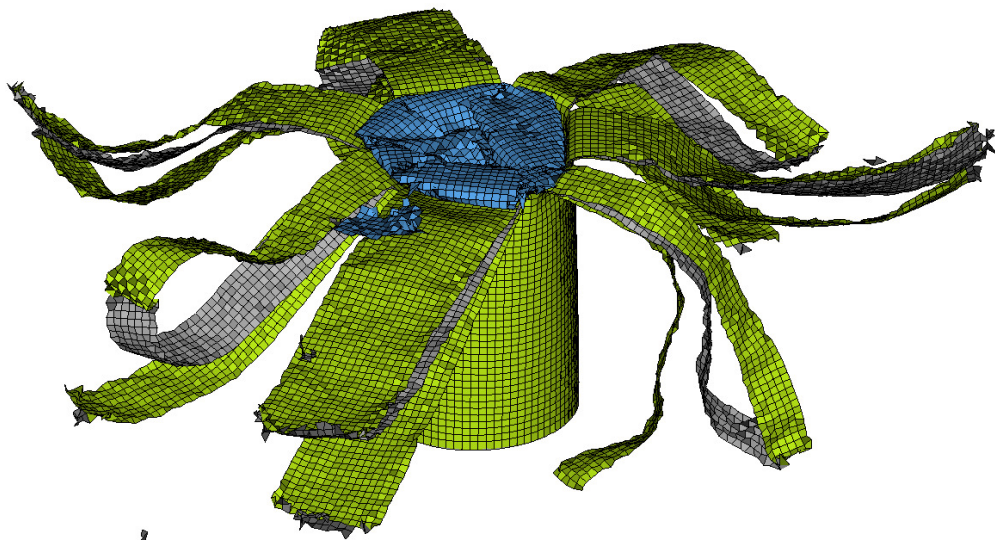


Abb. 6-74: Bauteilverhalten zum letzten Stand des Optimierungsverlaufs (30° FW / 50 % SF)

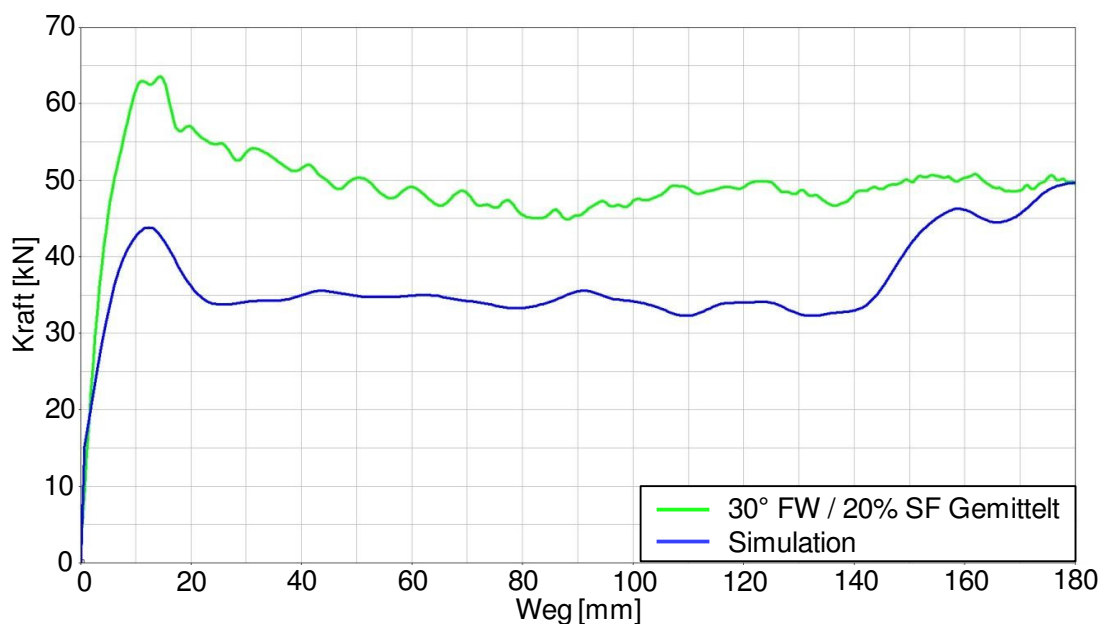


Abb. 6-75: Optimierungsschritt mit 30° FW / 50 % SF

6.10.6 Validierung des Crashabsorber-Modells mit 60° FW / 20 % SF

Die Übertragung der Materialkarten aus dem Basismodell (45° FW / 0 % SF) auf die Variante mit 60° Flechtwinkel und 20 % Stehfadenanteil zeigt eine sehr hohe Kraftaufnahme (Abb. 6-76). Der Kraftverlauf weist wie die Realversuchskurve keinen ausgeprägten Peak auf. Darüber hinaus treten bei diesem bis zu einem Deformationsweg von 120 mm kaum Schwankungen auf. Der nachfolgende Kraftanstieg wird durch Materialanhäufung im Inneren des Crashabsorbers und der damit verbundenen, zusätzlichen Stützwirkung verursacht.

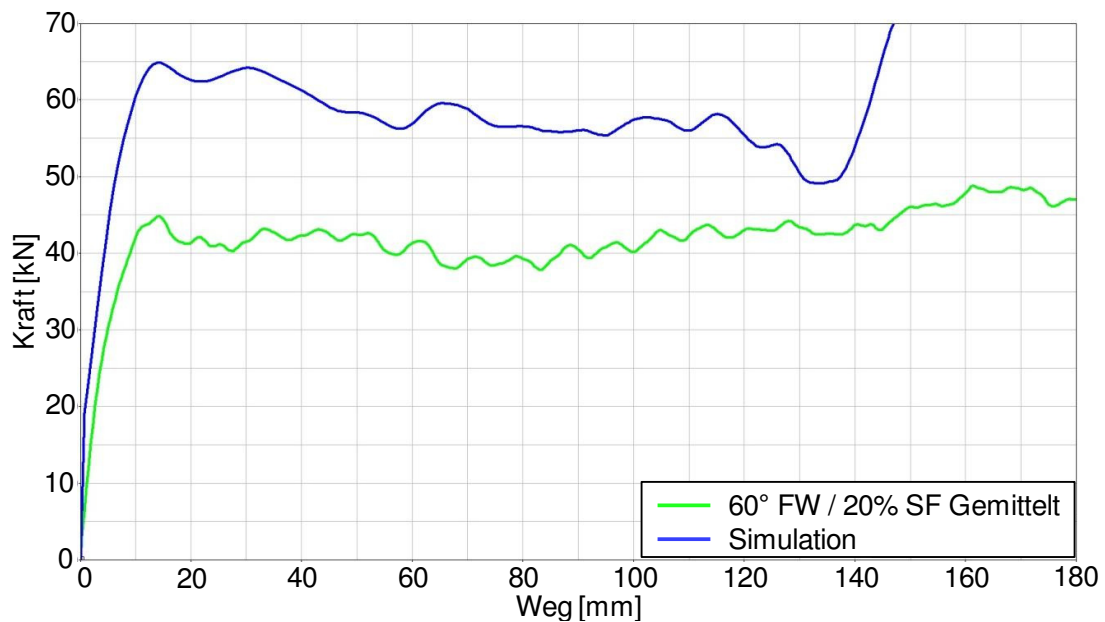


Abb. 6-76: Kraftverlauf für 60° FW / 20 % SF vor der Parameteranpassung

Der Grund dafür ist, dass bei dieser Modellvariante kein geeignetes Delaminationsverhalten eingeleitet wird, so dass alle Geflechtlagen nach innen rollen (Abb. 6-77).

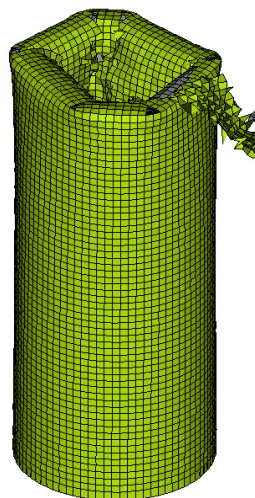


Abb. 6-77: Bauteilverhalten vor der Parameteranpassung (60° FW / 20 % SF)

Durch Variation einiger Parameterwerte wird das Niveau der Kraftaufnahme deutlich verringert. Dazu wird in der Materialkarte des Triggers der Wert für SLIMS von 0,5 auf 0,4 und ERODS von 0,35 auf 0,27 reduziert und in derjenigen des Rohrkörpers SLIMS von 0,425 auf 0,7 und SC von 5.565 MPa auf 565 MPa angepasst. Das Crashabsorbermodell weist nach der Optimierung der Parameterwerte den in Abb. 6-78 dargestellten Kraftverlauf auf. Der Kraftanstieg zu Beginn der Simulation erfolgt jetzt lediglich bis 49 kN, so dass eine gute Näherung zu der Realversuchskurve erzielt wird. Allerdings wird durch diese Anpassung der Parameterwerte nicht das Delaminationsverhalten verbessert, so dass alle Geflechtlagen nach wie vor nach innen rollen.

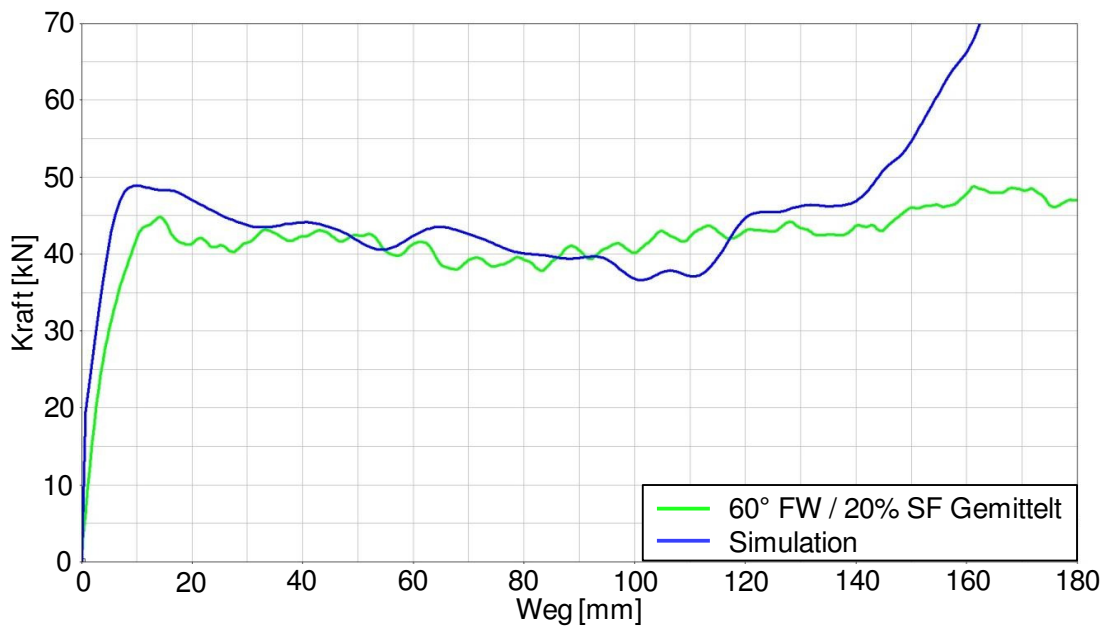


Abb. 6-78: Optimierungsschritt für 60° FW / 20 % SF

Erneut zeigt sich, dass eine Stabilisierung des Delaminationsansatzes ein Feld weiteren Forschungsbedarfs darstellt.

6.10.7 Validierung des Crashabsorber-Modells mit 60° FW / 50 % SF

Wie das im vorhergehenden Abschnitt beschriebene Crashabsorbermodell weist auch die Variante mit einem Flechtwinkel von 60° und einem Stehfadenanteil von 50 % nach Übertragung der Materialkarten aus dem Basismodell (45° FW / 0 % SF) eine hohe Kraftaufnahme auf. Im Gegensatz zur vorherigen Geflechtvariante ist zu Beginn der Simulation der Kraftpeak deutlich ausgeprägter. Dabei nimmt die Kraft bis zu einem Wert von 65 kN zu und sinkt danach zunächst auf 55 kN, danach auf 45 kN, weist aber im Vergleich zu der Versuchskurve ein hohes Kraftniveau auf (Abb. 6-79). Auch hier ist ein Kraftanstieg gegen Ende der Simulation zu erkennen, was wiederum erneut darin begründet, dass alle Geflechtlagen des Crashabsorbermodells nach innen rollen und sich dort Material ansammelt (Abb. 6-80).

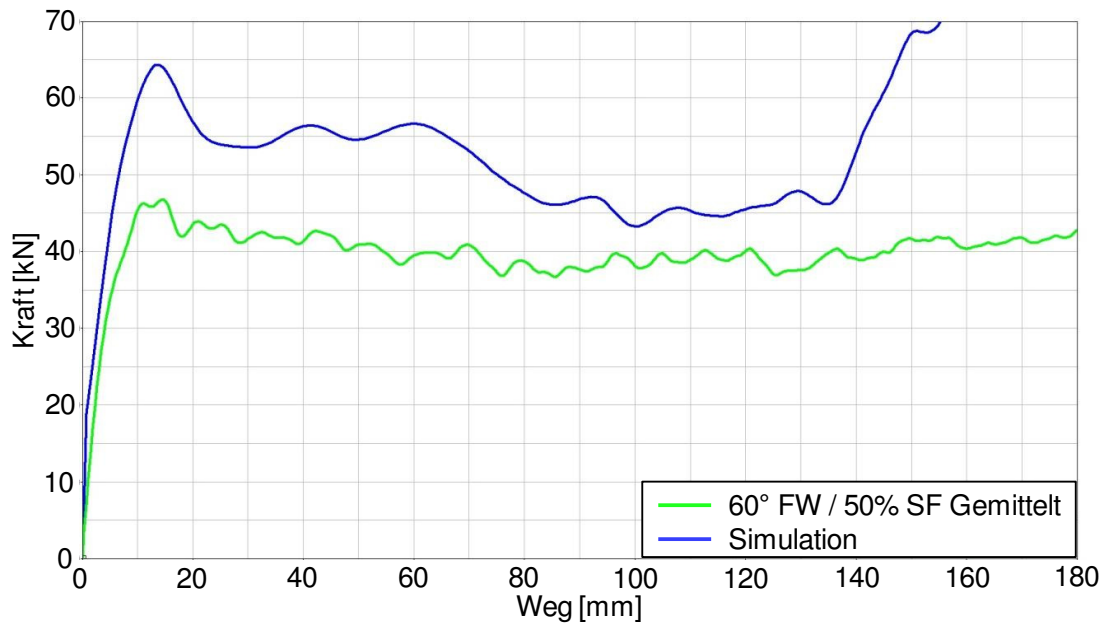


Abb. 6-79: Kraftverlauf für 60° FW / 50 % SF vor der Parameteranpassung

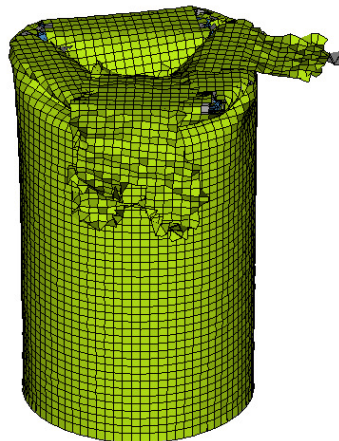


Abb. 6-80: Bauteilverhalten vor der Parameteranpassung (60° FW / 50 % SF)

Durch eine Übertragung der im vorherigen Crashabsorbermodell beschriebenen Anpassung der Parameterwerte wird das Kraftniveau gesenkt und ein konstanterer Verlauf erzielt. Durch eine weitere Reduzierung des Wertes von SC auf 300 MPa wird der in Abb. 6-81 dargestellte Kraftverlauf erzielt. Dieser stellt wie bisher schon für hohen Stehfadenanteil erkannt keine optimale Annäherung zu der Realversuchskurve dar, lässt aber wiederum den positiven Effekt einer über einen weiten Deformationsbereich höchst gleichmäßige Kraftaufnahme erkennen. Nach der Optimierung der Parameterwerte wird auch hier kein geeignetes Delaminationsverhalten erreicht und zeigt Forschungsbedarf bei der Stabilisierung des Delaminationsansatzes auf (Abb. 6-82).

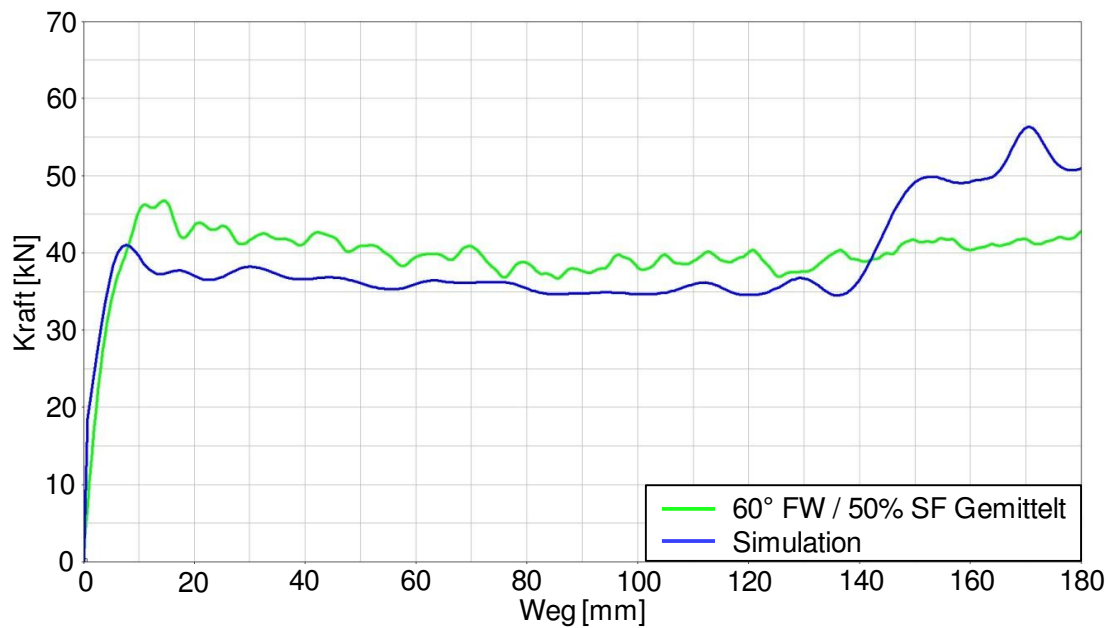


Abb. 6-81: Optimierungsschritt für 60° FW / 50 % SF

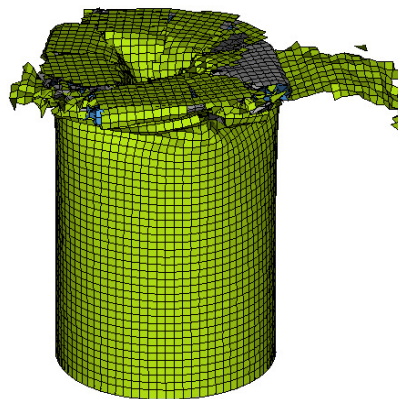


Abb. 6-82: Bauteilverhalten zum letzten Stand des Optimierungsverlaufs (60° FW / 50 % SF)

6.10.8 Grenzen der Übertragbarkeit

Die Abbildung der Zug- und insbesondere der Fallturmversuche in der Simulation weist in vielerlei Hinsicht Bereiche der Unschärfe auf. In diesem Abschnitt werden die wichtigsten Abweichungsgrößen, angefangen bei der Herstellung bis hin zum Simulationsprozess, dargestellt.

Wie in Abschnitt 5.4 beschrieben, weisen die Prüfkörper produktionsbedingt innerhalb einer Geflechtvariante teilweise deutliche Unterschiede bei der Wandstärke auf, so dass für die Modellierung eine Idealisierung vorgenommen werden muss. Dazu wird eine mittlere Wandstärke angenommen, die jedoch nicht die innerhalb eines Bauteils auftretenden Schwankungen berücksichtigt. Zudem weisen die Crashabsorber innerhalb einer Geflecht-

variante eine unterschiedliche Kraftaufnahme auf, so dass zur Validierung des Crashabsorbermodells aufgrund der großen Streuung das arithmetische Mittel aller Kurven verwendet wird. Dieses repräsentiert dabei lediglich einen Idealverlauf unter einer breiten Variation von Kraftverläufen.

Darüber hinaus existieren keine genormten Prüfbedingungen zur Untersuchung von Geflechtstrukturen, so dass auf bereits bestehende Prüfverfahren für Gewebe zurückgegriffen wird. Hierbei führt der Mangel an einer geeigneten Vorgehensweise bei der Probenkörperherstellung und der Versuchsdurchführung dazu, dass die auf diese Weise gemessenen Eigenschaftswerte nicht ohne Weiteres auf die LS-Dyna-Materialkarte (*MAT_58) übertragen werden können.

Weitere Gründe einer begrenzten Übertragbarkeit der Realversuche auf die Simulation stellen beispielsweise die unbekanntenen Reibwerte zwischen Crashabsorber und Fallmasse sowie die fehlenden Prüfverfahren zur Bestimmung der bei Delamination auftretenden Versagensspannungen und -kräfte zwischen den Geflechtlagen dar.

Insgesamt ist der vorliegende Versuchsdatenstand in Bezug auf das Variationsspektrum, welches die FVK beinhalten, sehr begrenzt. Die getesteten Proben variieren zwar in ihren Flechtwinkeln und Stehfadenanteilen, allerdings können Aussagen in Bezug auf die Veränderung des Faser- bzw. Matrixwerkstoffs nicht getätigt werden. Dabei stellt sich vor allem ein hoher Stehfadenanteil als problematisch heraus. Zudem haben sowohl die Geometrie als auch eine andere Triggerung einen wesentlichen Einfluss auf das Verhalten der Crashabsorber, die im Rahmen dieses Projektes nicht untersucht werden konnten und Gegenstand weiterer Untersuchungen sein sollten. Nicht zuletzt werden in den Fallturmversuchen lediglich Frontalcrashversuche bei nahezu konstanten Aufprallgeschwindigkeiten durchgeführt, so dass Aussagen bezüglich unterschiedlicher Lastfälle nicht getroffen werden können. Auch Dehnrateneffekte sowie der Temperatureinfluss werden in den vorliegenden Simulationsmodellen nicht berücksichtigt.

7 Auslegungstool für Crashabsorber aus Faserverbundwerkstoff

Um eine erste Abschätzung der Bauteileigenschaften von Crashabsorbern aus geflochtenen FVK-Strukturen zu erhalten sowie Zeit und damit auch Kosten zu sparen, liegt es nahe, auf bestehende Versuchsergebnisse zurückzugreifen und mit diesen eine Vorauslegung durchzuführen. Aus diesem Grunde wird auf Basis der hier gewonnenen Versuchsergebnisse ein Werkzeug erstellt, welches zum einen einen einfachen Abruf der Versuchsdaten und zum anderen eine Abschätzung für Bauteilvarianten zulässt, welche im Rahmen dieses Projektes nicht getestet werden konnten. Für einen Einsatz in Entwicklungsprozessen ist es außerdem sinnvoll, eine Erweiterbarkeit des Werkzeugs um weitere Funktionen und des zugehörigen Versuchsdatenstandes vorzusehen. Dabei sollen auch Parameter berücksichtigt werden, deren Auswirkung auf das Bauteilverhalten bisher noch nicht untersucht wurde.

Zur Umsetzung dieser Anforderungen bietet sich Microsoft-Excel (hier Version 2007) an, da sich der Tabellenaufbau zum Vergleich von verschiedenen Einzelwerten eignet, umfangreiche Möglichkeiten der Darstellung von Ergebniskurven in einem Diagramm bestehen und über die Einbindung von Visual Basic sich wiederholende Abläufe automatisiert werden können. Dabei macht die weite Verbreitung von Excel das Werkzeug für viele Nutzer anwendbar und erfordert bei der Nutzung der Funktionen keine weitergehenden Kenntnisse. Zudem stellt eine einfache Programmiersprache sicher, dass der hinterlegte Quellcode leicht nachvollziehbar ist und so eine Erweiterung der Funktionen mit geringem Aufwand realisiert werden kann. Der Quellcode der Funktionen gliedert sich dabei in verschiedene Blöcke, welche zum Großteil unabhängig voneinander sind. Dies reduziert ebenfalls den Aufwand für die Einbindung neuer Funktionen und die Gefahr von Programmabstürzen. Wird eine Erweiterung integriert, muss dazu nur der jeweilige Teil des Quellcodes angepasst werden.

Bei der Vorauslegung auf der Basis von Versuchsergebnissen begrenzen diese die Genauigkeit der Vorhersage. Da zu diesem Zeitpunkt nur der Einfluss von Stehfadenanteil und Flechtwinkel getestet werden kann, können auch nur diese Parameter für die Vorauslegung berücksichtigt werden. Die Variante mit 60° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil wurde aus den oben genannten Gründen nicht in die Überlegungen mit einbezogen. Der Umfang der zugrundeliegenden Datenbank hat somit großen Einfluss auf den Umfang der Variationsmöglichkeiten und die Genauigkeit der Vorauslegung. Die Präzision der Vorhersage kann mit der Einbindung neuer Versuchsergebnisse verbessert werden. Die im Werkzeug integrierte Funktion zur Erweiterung sieht bereits die Eingabe zusätzlicher Versuchsdaten vor und erlaubt damit die Auslegung unter Berücksichtigung weiterer Einflussparameter (siehe Abschnitt 7.2.3).

7.1 Aufbau

Die Funktionen des Auslegungstools werden durch die Datei Auslegungstool.xlsm aufgerufen. Nach dem Öffnen der Datei erscheint die in Abb. 7-1 gezeigte Oberfläche, über die der Nutzer das Werkzeug steuern kann. Die dargestellten Schaltflächen „Vorauslegung“,

„Datensatz auslesen“ und „Versuchsergebnisse speichern“ dienen dem Aufruf verschiedenen Funktionen des Werkzeugs. Um diese zu aktivieren, müssen die erforderlichen Makros durch den Anwender zugelassen werden.

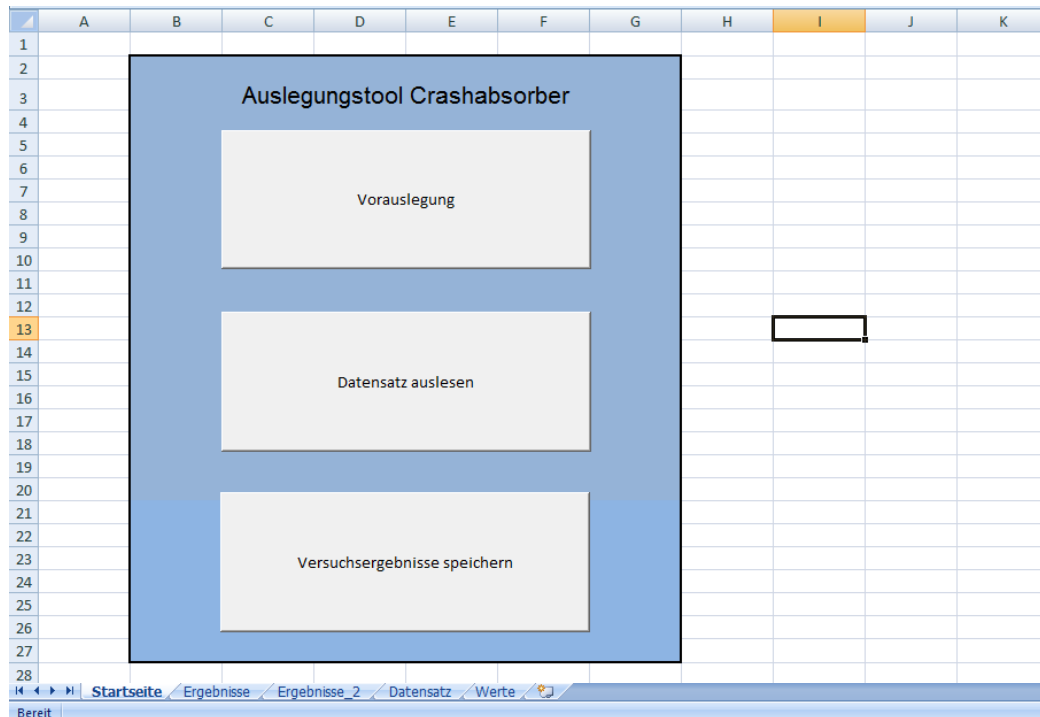


Abb. 7-1: Startseite des Auslegungswerkzeugs

Neben der Startseite weist die Arbeitsmappe weitere Tabellenblätter auf, die für die Auswertung bzw. die Darstellung der Ergebnisse benötigt werden. Die Tabellenblätter sind in Abb. 7-2 dargestellt.

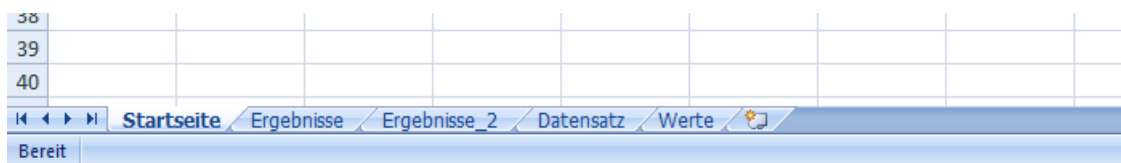


Abb. 7-2: Programmleiste mit Tabellenblättern

Sie besitzen die folgenden Funktionen:

- Die **Startseite** ist das für den Nutzer wichtigste Tabellenblatt. Hier können die Funktionen des Programms ausgeführt werden.
- Das Tabellenblatt **Ergebnisse** gibt Werte und Kurvenverläufe der gespeicherten Versuchsreihen wieder. Der Zugriff erfolgt über den Button „Daten auslesen“.
- In **Ergebnisse_2** werden die ermittelten Werte der Bauteilvorauslegung dargestellt.
- Unter **Datensatz** sind die Maximalwerte der Messungen, der Lastfall, die Geometrie definierenden Parameter und die Bauteilmasse gespeichert.

- Das Tabellenblatt **Werte** dient der Routine zum Auslesen der Versuchsdaten.

Die Datei Auslegungstool.xlsm greift auf weitere Dateien zu, deren Struktur durch Abb. 7-3 erläutert wird.

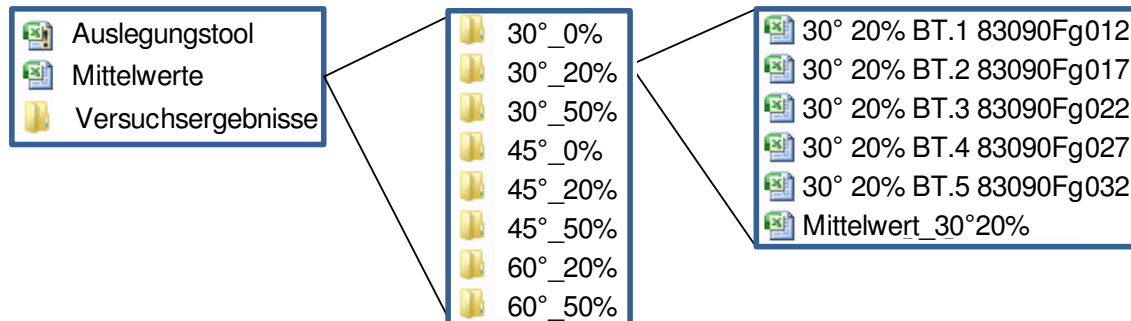


Abb. 7-3: Dateien und Ordner des Auslegungswerkzeugs

Das Tool benötigt neben der Hauptmappe Auslegungstool.xlsm ebenso die Datei Mittelwerte.xlsx, um auf den Versuchsdatenstand zuzugreifen. Dieser enthält die arithmetisch gemittelten Werte der einzelnen Versuchsreihen. Die zusätzliche Datei verkürzt die Ladezeit, da so der Datenumfang der Hauptmappe klein gehalten werden kann, und sorgt für eine übersichtliche Quellcode-Struktur.

Darüber hinaus greift das Tool auf den Ordner Versuchsergebnisse und die darin vorhandenen Excel-Dateien zu. Diese enthalten sämtliche Daten der durchgeführten Versuche. Auch diese Anordnung dient vor allem dazu, die Dateigröße klein und damit Ladezeit kurz zu halten und gleichzeitig die Daten auf einfache Weise in eine geordnete Struktur zu bringen. Die Benennung der Unterordner orientiert sich an den charakteristischen Parameter, hier also Stehfadenanteil und Flechtwinkel. Auf die grundlegende Datenblattstruktur wird in 7.2.3 genauer eingegangen.

7.2 Funktionen des Auslegungstools

Im Folgenden wird auf die Anwendung sowie Funktionsweise der drei Werkzeugfunktionen „Vorauslegung“, „Datensatz auslesen“ und „Versuchsergebnisse“ näher eingegangen.

7.2.1 Vorauslegung

7.2.1.1 Bedienung

Durch die Schaltfläche „Vorauslegung“ auf der Startseite der Mappe Auslegungstool.xlsm (Abb. 7-1) erscheint die in Abb. 7-4 abgebildete Eingabemaske. Am oberen Rand befinden sich zwei Checkboxes, über die der Nutzer festlegen kann, nach welchen Kriterien die Vorauslegung erfolgen soll. Es ist eine Auslegung nach der Gestalt, also über die Parameter Material und Geometrie, oder nach den Eigenschaften, also dem Verhalten in der Versuchs-

durchführung, möglich. Bei der Eingabe wird daher nur eine der beiden Spalten ausgefüllt. Die Werte der jeweils anderen Spalte werden dann als Ergebnis der Vorauslegung ausgegeben. Für die Eingabe der Parameter Faser, Matrixwerkstoff und Querschnitt werden sogenannte Comboboxen verwendet. Diese beinhalten ein Drop-Down-Menü, aus dem einer der angezeigten Einträge ausgewählt werden kann. Da bislang nur Versuche mit variierendem Stehfadenanteil und Flechtwinkel durchgeführt wurden und wie oben beschrieben dies die Möglichkeiten der Vorauslegung begrenzt, sind auf der linken Seite alle Werte bis auf Stehfadenanteil und Flechtwinkel vorgegeben. Die anderen, bisher noch nicht auswählbaren Felder, sind für die Erweiterungen des Werkzeugs um zusätzliche Variationsparameter vorgesehen. Ebenso ist auf der rechten Seite der Deformationsweg vorgegeben und nicht veränderbar, da bisher nur auf die Energieaufnahme der ersten 180 mm eingegangen wird. Auf dieser Seite werden sogenannte Radiobuttons verwendet, da die Auslegung nach den Bauteileigenschaften entweder hinsichtlich des Deformationswegs, des Kraftpeaks oder der Energie erfolgt. Die Auswahl mit Radiobuttons verhindert eine Mehrfachnennung.

Abb. 7-4: Benutzeroberfläche Bauteilvorauslegung

Die Checkbox „berechnen“ ist ebenfalls als mögliche Erweiterung gedacht. Hiermit kann die eingeleitete Energie bei einem Fallturmversuch über Gl. 7-1 berechnet werden.

$$E_{\text{pot}} = m \cdot g \cdot h$$

Gl. 7-1

Diese Funktion ist jedoch nicht aktiviert, da bei der Beschränkung auf 180 mm Deformationsweg nicht die gesamte Energie aufgenommen wird.

Durch das Anwählen der Schaltfläche „Versuchsdaten berechnen“ erfolgt zunächst eine Überprüfung der Eingabe. Bei einer Auslegung nach der Gestalt darf der Flechtwinkel nicht

größer als 70° und nicht kleiner als 20° sein. Werte außerhalb dieser Grenzen sind technisch nicht sinnvoll. Für den Stehfadenanteil ergibt sich die Obergrenze nach Gl. 7-2.

$$S_F = 1 / \left(\frac{U}{\eta_S (x + 0,5 x^*)} + 1 \right) \quad \text{Gl. 7-2}$$

mit:	SF	Stehfadenanteil
	η_S	Anzahl der Stehfäden (max. 72)
	U	Umfang des Kerns
	x	Breite des Rovings
	x^*	Breite des Rovings in x-Richtung
	FW	Flechtwinkel

Für eine Vorauslegung nach den Eigenschaften werden die charakteristischen Eigenschaften des Versuchsdatenstands durch die Maximal- bzw. Minimalwerte für den Kraftpeak und die aufgenommene Energie begrenzt. In den durchgeführten Versuchsreihen sind dies 63,5 kN bei 30° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil und 44,8 kN bei 60° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil für den Kraftpeak sowie 8.834 kJ für die aufgenommene Energie bei 30° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil und 7.136 kJ bei 60° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil für die aufgenommene Energie. Diese Grenzwerte definieren den zulässigen Bereich für die Eingabe, da die verwendeten Formeln zur Approximation für Werte außerhalb dieser Grenzen kein Ergebnis liefern können. Die Ursachen für diese Einschränkung werden in Abschnitt 7.2.1.2 erläutert.

Nach der Überprüfung der Eingabe wird die Datei Mittelwerte.xlsx durch die Hauptmappe geöffnet und die eingegebenen Werte mit den hier gespeicherten Versuchsdaten verglichen. Je nach zu bestimmendem Parameter eignen sich zwischen zwei und vier Kurven aus denen dann das Bauteilverhalten abgeschätzt bzw. geeignete Parameter für die Geometrie ermittelt werden (siehe Abschnitt 7.2.1.2). Abschließend werden die berechneten Ergebnisse auf dem Tabellenblatt Ergebnisse_2 dargestellt. Angezeigt werden die Werte der Eingabe, die Werte und Kurven der Versuchsergebnisse, die zur Berechnung genutzt wurden, sowie die ermittelten Werte und eine Abschätzung des Kraft-Weg-Verlaufs. Abb. 7-5 zeigt eine beispielhafte Ergebnisdarstellung.

In der ersten Spalte der Tabelle sind die Eingaben des Nutzers eingetragen. In der zweiten Spalte folgen die Werte, welche sich durch die Approximation ergeben. In dem Beispiel aus Abb. 7-5 wurde eine Kraft vorgegeben. Daraus folgen die in der zweiten Spalte angegebenen Werte für die Gestaltparameter. In den darauf folgenden Spalten finden sich die Parameter der Kurven, die für die Approximation genutzt wurden.

Auf der rechten Seite des Tabellenblattes werden die Kraft-Weg-Kurven der genutzten Versuche sowie ein zur Eingabe bestimmter Kurvenverlauf dargestellt. Dieser ist ebenso wie die vorgegebenen Bauteilparameter nur eine Schätzung, deren Qualität stark vom vorliegenden Versuchsdatenstand abhängt.

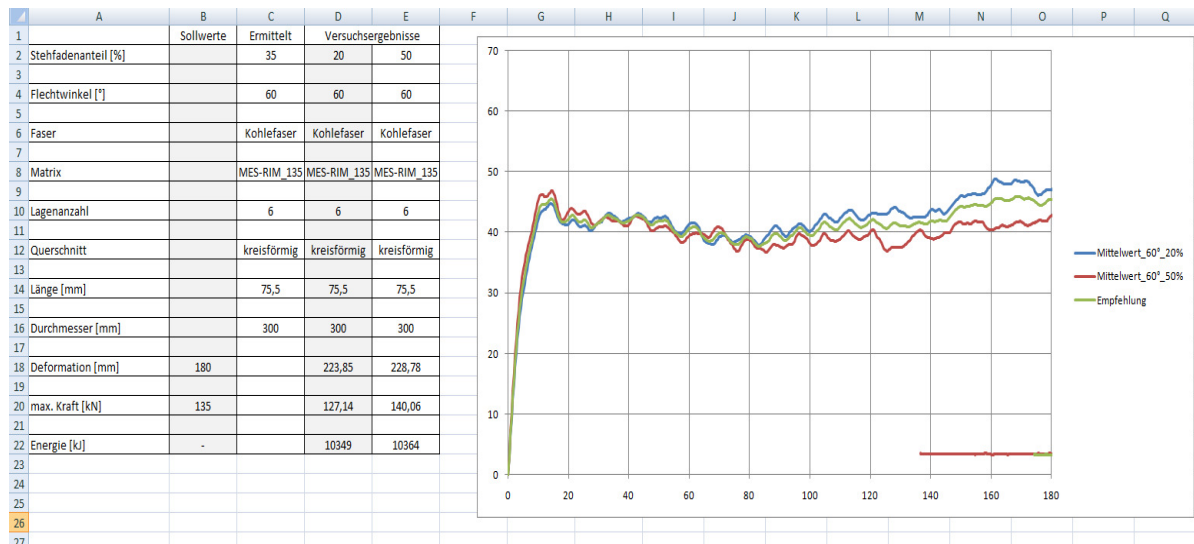


Abb. 7-5: Ergebnisse der Parameterberechnung

7.2.1.2 Approximation der Parameter

Im Folgenden werden die der Vorauslegungsfunktion hinterlegten Approximationsansätze beschrieben. Um Regeln für eine Vorhersage des Bauteilverhaltens festlegen zu können, muss der Einfluss der beiden Parameter Flechtwinkel und Stehfadenanteil auf die Versuchsergebnisse der bereits durchgeführten Versuche analysiert werden. Dazu stehen insgesamt acht Versuchsserien zur Verfügung, deren gemittelter Kraftverlauf über dem Deformationsweg in Abb. 7-6 dargestellt ist. Die Variante mit 60° Flechtwinkel und 0 % Stehfadenanteil wird aus den in 5.4 beschriebenen Gründen nicht betrachtet.

Wie in 5.4 beschrieben zeigt sich, dass mit steigendem Flechtwinkel der Kraftpeak geringer ausfällt. Nach dem Peak ist das Bild jedoch nicht mehr eindeutig, die Kurven lassen keine eindeutige Tendenz bezogen auf den Flechtwinkel erkennen. So ist zu Beispiel für einen Stehfadenanteil von 20 % zu erkennen, dass der Kraftpeak von 30° nach 45° Flechtwinkel leicht und dann von 45° nach 60° stark absinkt. Der Einfluss des Flechtwinkels auf die aufgenommene Kraft zeigt bei anderen Stehfadenanteilen die gleiche Tendenz.

Der Einfluss des Stehfadens ist nicht eindeutig zu erkennen, da sich hier widersprüchliche Tendenzen zeigen. Bei den Flechtwinkeln 30° und 60° fällt der Kraftpeak mit zunehmendem Stehfadenanteil höher aus, bei einem Flechtwinkel von 45° zeigt sich ein umgekehrtes Bild und der Kraftpeak wird bei höherem Stehfadenanteil kleiner.

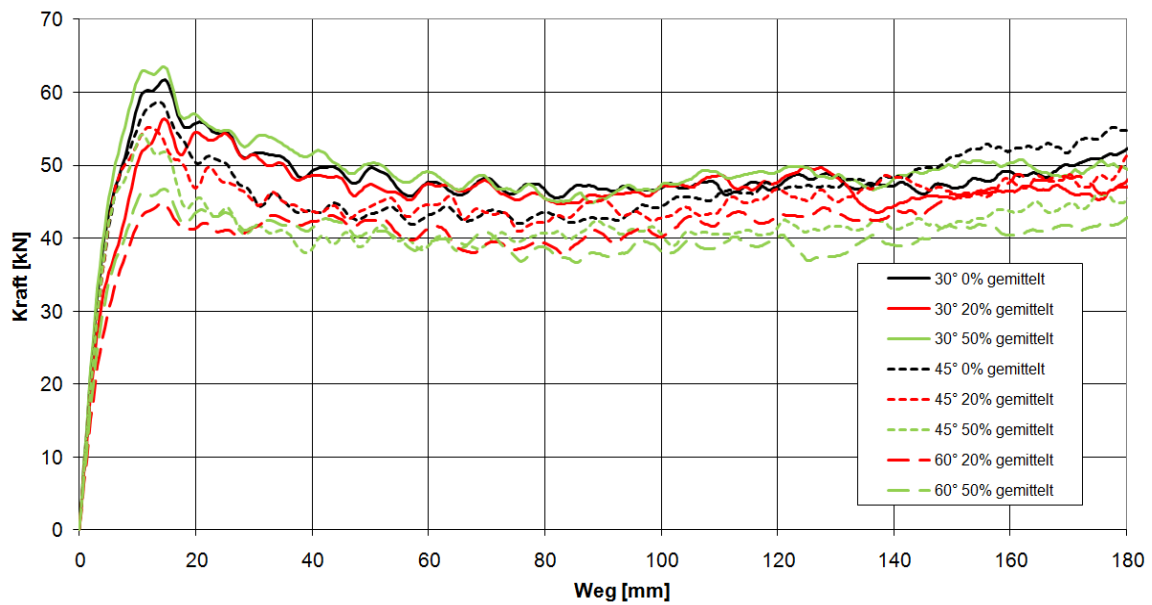


Abb. 7-6: Mittelwerte der Kraft-Weg-Verläufe der zur Auslegung verwendeten Varianten

Die Gründe für die wenig aussagekräftigen Tendenzen bei der Kurvenanalyse sind vor allem auf die wenigen getesteten Bauteile und die sich dadurch ergebende geringe Datenbasis zurückzuführen. Da die Mittelwerte aus nur fünf Versuchen ermittelt wurden, haben Ausreißer einen sehr großen Einfluss auf den Verlauf der Kraft-Weg-Kurven. Betrachtet man die Ergebnisse der Einzelversuche der Versuchsreihe mit einem Flechtwinkel von 30° und einem Stehfadenanteil von 50 % wird dies deutlich (siehe Abb. 7-7).

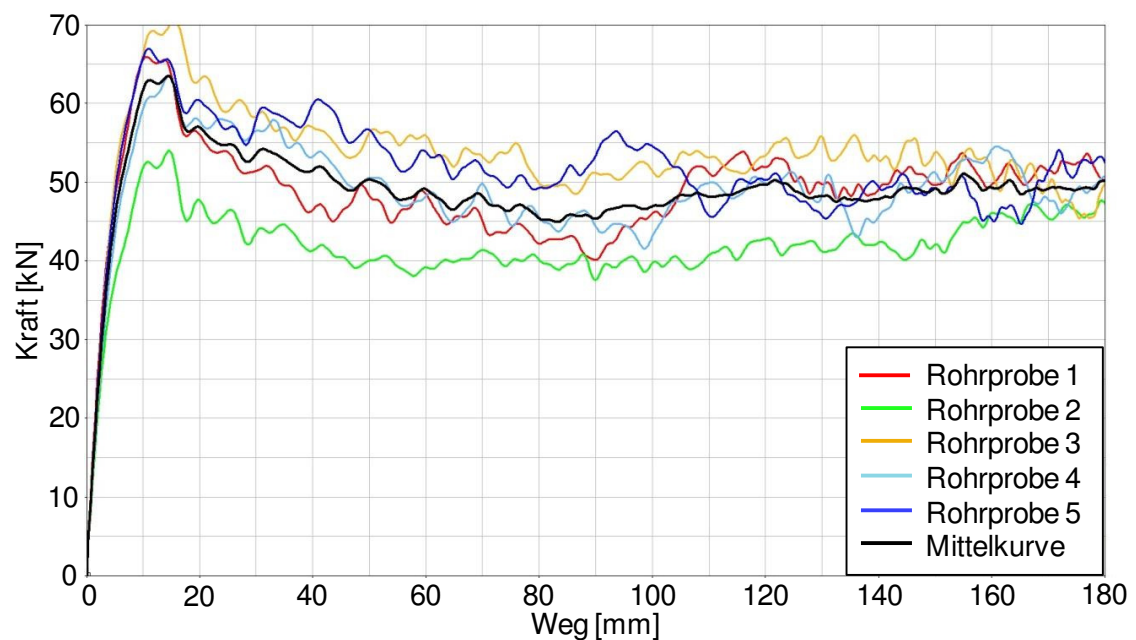


Abb. 7-7: Ergebnisse für 30° Flechtwinkel, 50 % Stehfadenanteil

Der höchste und der niedrigste gemessene Kraftpeak differieren um 16,5 kN. Betrachtet man den Mittelwert von 63,5 kN, so weichen der höchste Wert um 11 % und der kleinste um 15 % davon ab. Eine Ursache für diese Ergebnisstreuung liegt in der Ungleichmäßigkeit der Probenkörper (siehe 5.4).

Obwohl sich keine eindeutigen Tendenzen erkennen lassen, sind mit einfachen linearen Modellen erste Abschätzungen für das Bauteilverhalten möglich. Bei einer Auslegung nach den Eigenschaften werden die beiden Kurven gesucht, deren Kraftpeak bzw. Energieaufnahme am dichtesten an dem geforderten Wert liegen. Interpoliert man nun zwischen den Werten des Flechtwinkels und des Stehfadenanteils der beiden Kurven, erhält man eine erste Vorauslegung für die Bauteilgestalt mit welcher der geforderte Wert für den Kraftpeak oder die Energie erreicht wird.

So ergibt sich der gesuchte Stehfadenanteil bzw. Flechtwinkel aus der gewichteten Differenz der Anteile bzw. des Winkels der oberhalb bzw. unterhalb des eingegebenen Wertes am nächsten liegenden Kurven, welche durch das Werkzeug anhand ihrer charakteristischen Werte ausgewählt werden. Dabei wird ein linearer Zusammenhang zu Grunde gelegt, dessen Genauigkeit sich über die Anzahl der getesteten Varianten erhöht. In Gl. 7-3 und Gl. 7-4 ist dies beispielhaft für eine vorgegebene Kraft dargestellt.

$$SF_{Ges} = SF_1 + (SF_1 - SF_2) \cdot \frac{(F_{Geg} - F)}{(F_1 - F_2)} \quad \text{Gl. 7-3}$$

$$FW_{Ges} = FW_1 + (FW_1 - FW_2) \cdot \frac{(F_{Geg} - F)}{(F_1 - F_2)} \quad \text{Gl. 7-4}$$

mit:

SF_{Ges}	Gesuchter Stehfadenanteil
SF_1	Werte für den Stehfadenanteil, der unterhalb des eingegebenen Wertes am nächsten liegenden Kurve
SF_2	Werte für den Stehfadenanteil, der oberhalb des eingegebenen Wertes am nächsten liegenden Kurve
FW_{Ges}	Gesuchter Flechtwinkel
FW_1	Werte für den Flechtwinkel, der unterhalb des eingegebenen Wertes am nächsten liegenden Kurve
FW_2	Werte für den Flechtwinkel, der oberhalb des eingegebenen Wertes am nächsten liegenden Kurve
F_{Geg}	Kraftpeak nach dem ausgelegt werden soll

F_1 Kraftpeak von für SF_1 bzw. FW_1

F_2 Kraftpeak von für SF_2 bzw. FW_2

Bei der Auslegung nach einer vorgegebenen aufgenommenen Energie wird analog vorgegangen.

Bei einer Auslegung nach der Gestalt wird ähnlich verfahren. Dabei werden die Kurven gesucht, die bezogen auf den Flechtwinkel und den Stehfadenanteil gemeinsam der Eingabe oberhalb und unterhalb am nächsten liegen. Dies wird im Folgenden beispielhaft für die Kraft beschrieben. Zunächst wird die Kraft ermittelt, welche sich aus einer Interpolation zwischen dem nächsthöheren bzw. nächstniedrigeren Stehfadenanteilen bei dem nächstniedrigeren Flechtwinkel zur Vorgabe ergibt (Gl. 7-5). Im Anschluss daran wird ebenso die Kraft ermittelt, welche sich aus einer Interpolation zwischen dem nächsthöheren bzw. nächstniedrigeren Stehfadenanteil bei dem nächsthöheren Flechtwinkel zur Vorgabe ergibt (Gl. 7-6). Zwischen diesen beiden wird dann schließlich mittels des zur Vorgabe nächstniedrigen bzw. des nächsthöheren Flechtwinkelwertes hinsichtlich der gesuchten Kraft interpoliert (Gl. 7-7).

$$F_{S1} = F_1 + (F_1 - F_2) \cdot \frac{(SF_{Geg} - SF_2)}{(SF_1 - SF_2)} \quad \text{Gl. 7-5}$$

$$F_{S2} = F_3 + (F_3 - F_4) \cdot \frac{(SF_{Geg} - SF_4)}{(SF_3 - SF_4)} \quad \text{Gl. 7-6}$$

$$F_{Ges} = F_{S1} + (F_{S1} - F_{S2}) \cdot \frac{(FW_{Geg} - FW_2)}{(FW_1 - FW_2)} \quad \text{Gl. 7-7}$$

mit:

SF_{Geg} In der Eingabemaske festgelegter Stehfadenanteil

SF_1 Getesteter Stehfadenanteil unterhalb des eingegebenen Wertes

SF_2 Getesteter Stehfadenanteil oberhalb des eingegebenen Wertes

FW_{Geg} In der Eingabemaske festgelegter Flechtwinkel

FW_1 Getesteter Flechtwinkel unterhalb des eingegebenen Wertes

FW_2 Getesteter Flechtwinkel oberhalb des eingegebenen Wertes

F_1 Gemessene Kraft aus der Versuchserie für SF_1 und FW_1

F_2 Gemessene Kraft aus der Versuchserie für SF_2 und FW_1

F_3 Gemessene Kraft aus der Versuchserie für SF_1 und FW_2

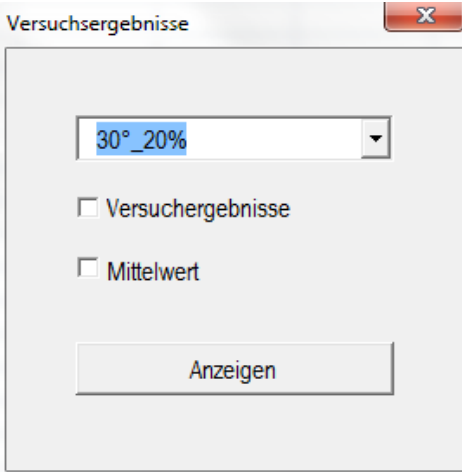
F_4	Gemessene Kraft aus der Versuchserie für SF_2 und FW_2
F_{S1}	Kraft, die sich aus Interpolation mittels der Stehfadenanteile für FW_1 ergibt
F_{S2}	Kraft, die sich aus Interpolation mittels der Stehfadenanteile für FW_2 ergibt
F_{Ges}	Kraft, die sich aus dem gewählten Flechtwinkel und Stehfadenanteil ergibt

Bei der Bestimmung einer Energie unter Angabe von Bauteilparametern wird analog vorgegangen.

Zusammenfassend ist anzunehmen, dass unter Berücksichtigung der vorliegenden Versuchsdaten das Bauteilverhalten nicht zuverlässig abgeschätzt werden kann. Mit steigender Anzahl an Versuchsdaten ist jedoch mit einer Steigerung der Vorhersagegenauigkeit zu rechnen. Unter den Rahmenbedingungen dieses Projektes ist weiterhin keine Durchführung einer Validierungs-Versuchsserie möglich, die eine Überprüfung der Vorhersagegenauigkeit des Auslegungstools zulässt.

7.2.2 Versuchsergebnisse anzeigen

Der mittlere Button auf der Startseite öffnet das in Abb. 7-8 gezeigte Formular. Mit dieser Funktion können die Parameter der Geometrie, die Maximalwerte der Messung und die Kraft-Weg-Kurven der bisher durchgeführten Versuche angezeigt werden.



The image shows a software dialog box titled "Versuchsergebnisse". At the top right is a close button with an 'X' icon. Below the title bar is a dropdown menu currently displaying "30°_20%". Underneath the dropdown are two checkboxes: the first is labeled "Versuchsergebnisse" and the second is labeled "Mittelwert"; both are currently unchecked. At the bottom of the dialog is a button labeled "Anzeigen".

Abb. 7-8: Eingabemaske für die Versuchsergebnisse

Im der Drop-Down-Menü kann die gewünschte Versuchsserie anhand der charakteristischen Parameter Flechtwinkel und Stehfadenanteil ausgewählt werden. Über die beiden darunterliegenden Checkboxes kann bestimmt werden, ob die Ergebnisse der

Einzelversuche, die sich daraus ergebende Mittelwertkurve oder beides zusammen angezeigt werden soll.

Um die Werte und Kurven darstellen zu können, wird nun die entsprechende Excel-Datei aus dem Ordner „Versuchsergebnisse“ geöffnet. Die Werte für die Kraft-Weg-Kurve werden in dem Tabellenblatt Werte der Mappe Auslegungstool.xlsm gespeichert. Die Maximalwerte von Weg, Kraft, Beschleunigung sowie Gesamtenergie, Anfangsgeschwindigkeit und Fallturmmasse werden direkt in die Tabelle auf dem Arbeitsblatt Ergebnisse eingetragen. Die Werte, welche die Bauteilgeometrie definieren, sowie die Masse finden sich im Tabellenblatt Datensatz der Mappe Auslegungstool.xlsm und werden von hier in die Wertetabelle übertragen (siehe Abb. 7-9). In der Abbildung unterhalb sind neben der Wertetabelle auch die Kraft-Weg-Kurven der Einzelversuche und des Mittelwerts zu sehen.

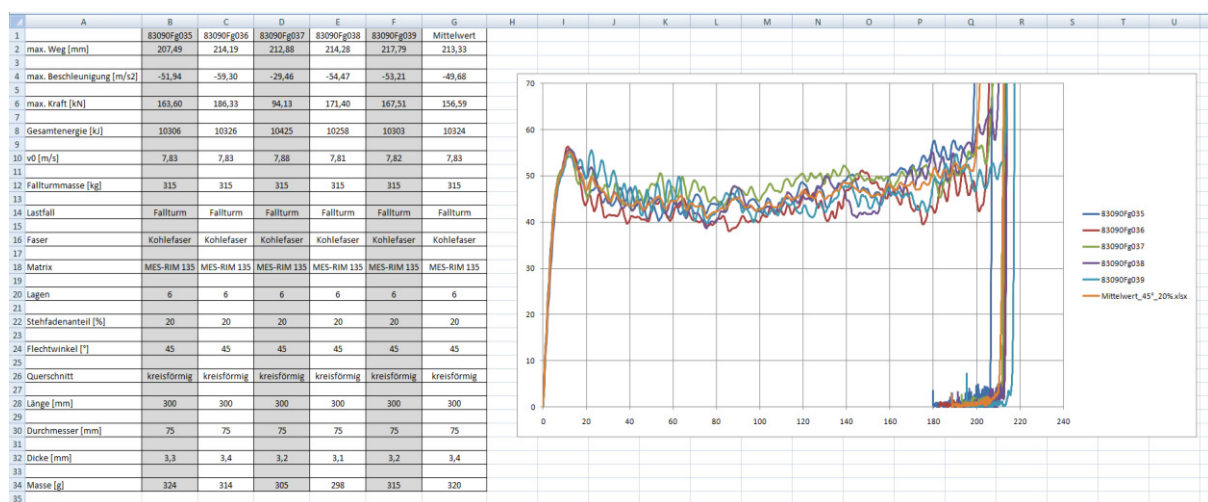


Abb. 7-9: Darstellung der Ergebnisse einer Versuchsserie

7.2.3 Datenbank erweitern

Die dritte Funktion des Excel-Tools wird über die Schaltfläche „Datenbank erweitern“ auf der Startseite aktiviert. In Abb. 7-10 ist zugehörige Eingabemaske zu sehen. Die Eingabefelder im oberen Teil des Formulars von „Lastfall“ bis „Masse“ müssen vom Nutzer ausgefüllt werden. Die Drop-Down-Menüs bieten die Möglichkeit sowohl eine Auswahl aus der Liste zu treffen, als auch eine eigene Eingabe hinzuzufügen. Diese wird gespeichert und steht bei späterem Ausführen der Funktion in der Liste des betreffenden Menüs wieder zur Auswahl. Da bisher nur Bauteile aus CFK getestet wurden, steht zum Beispiel im Menü Faser nur dieser Typ zur Auswahl. Bei einer weiteren Versuchsserie mit Glasfaser könnte diese in das Feld eingetragen werden und ist danach auswählbar. Gleiches gilt für den Lastfall, den Matrixwerkstoff und den Querschnitt. Die unteren Felder werden automatisch ausgefüllt, wenn über die Schaltfläche unten links das Datenblatt geladen wird.

Neuen Datensatz speichern

Angaben zum Versuch:

Lastfall

Faser

Matrixwerkstoff

Lagenzahl

Stehfadenanteil %

Flechtwinkel °

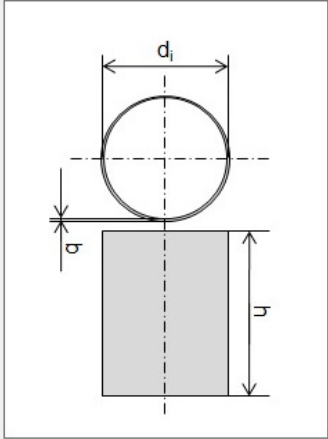
Querschnitt

Länge h mm

Durchmesser d_i mm

Dicke b mm

Masse g



Die folgenden Felder müssen nur ausgefüllt werden, wenn kein Datenblatt geladen werden kann.

Beschleunigung m/s

Geschwindigkeit m/s²

Energie kJ berechnen

Deformation mm

max. Kraft kN

Datenblatt laden

Eingabe speichern

Abb. 7-10: Eingabemaske zur Speicherung von Versuchsergebnissen

Dabei ist für das Datenblatt die Verwendung einer festgelegten Struktur notwendig. Das Datenblatt wird durch eine Excel-Datei beschrieben, welche die beim Versuch gemessenen Werte und Kurven, wie beispielhaft in Abb. 7-11 dargestellt, auflistet. In der Ecke oben links finden sich die Versuchsbezeichnung, der verwendete Prüfstand, die Nummer des Bauteils mit den Parametern Flechtwinkel und Stehfadenanteil, darunter das Datum, die Fallmasse sowie die Impactor-Geschwindigkeit. In den Spalten finden sich in Leserichtung die kontinuierlich gemessenen Werte für die Zeit, für die Kräfte in x-, y- und z- Richtung, für den Deformationsweg und für die Impactor-Beschleunigung. Rechts davon folgen die gefilterten Werte für die Beschleunigung, die Kraft, die Geschwindigkeit, der Deformationsweg und die Energie. Daneben sind die Maximalwerte für Weg, Beschleunigung, Kraft und Energie aufgelistet, welche in die Eingabemaske übernommen werden. Am rechten Rand sind noch einmal die Impactor-Geschwindigkeit, die Versuchsbezeichnung und das Prüfdatum aufgelistet.

A		B		C		D		E		F		G		H		I		J		K		L		M		N		O		P		Q		R		S		T	
1	Versuch	83090fg031																																					
2	Prüfstand:	großer Fallturm																																					
3	Bauteil:	83090fg031_30° FW / 0% SF - BT5																																					
4	Datum:	10.06.10																																					
5	Fallmasse:	Fallmasse: 315 kg																																					
6	Impactgeschwindigkeit:	v0 = 7.82 m/s																																					
7																																							
8	Channel	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11																											
9	Name	Zeitzkanal 20	Reaktionskr aft x-Rtg	Reaktionskr aft y-Rtg	Reaktionskr aft z-Rtg	Deformation x-Rtg	Deformation y-Rtg	Deformation z-Rtg	Impactorbess chleunigung x-Rtg	Impactorbess chleunigung y-Rtg	Impactorbess chleunigung z-Rtg	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180	Deformation aus a x CFC 180
10	Abkürz	Zeit	F x	F y	F z	s_def	a_x	a_x CFC180	F aus a x CFC180	a_x aus a x	s aus a x	E def über s t s_max	a_max	F_max	E_max	v_0	Fallmasse	Prüfungsnam	Prüfdatum																				
11	Herkunft	gemessen	gemessen	gemessen	gemessen	gemessen	berechnet	berechnet	berechnet	berechnet	berechnet	berechnet	berechnet	berechnet	berechnet	berechnet	gemessen																						
12	Formel																																						
13	Einheit	s	kN	kN	kN	mm	g	kN	m/s	mm	kJ	mm	g	kN	kJ	m/s	kg																						
14	Daten	0	-1.3878E-17	0	4.1633E-17	-5.6843E-14	1	1.00000043	-8.4703E-22	7.81944444	0	0	204.52	-68.65	215.23	10262	7.82.515	83090fg031	10.06.10																				
15		5E-05	-1.3878E-17	-0.01158	-0.011432	0.17484708	1.77064	-0.33018827	4.11048259	7.81960872	0.39097633	0.8035507																											
16		1E-04	-0.02415	-0.02316	-0.011432	0.35505643	9.47704	-1.64700393	8.17964052	7.81912381	0.78194464	3.20607505																											
17		0.00015	0.036225	0.00579	-0.02858	0.53380337	14.181155	-2.93621102	12.1634838	7.81799978	1.17287273	7.16242441																											
18		0.0002	0.74865	0.13896	-0.25722	0.71009032	-2.43577	-4.18183543	16.0126501	7.81625408	1.56372908	12.8888348																											
19		0.00025	3.69495	0.70059	-0.788808	0.88735937	-23.0825	-5.36624575	19.6726556	7.81391241	1.95448324	19.6609256																											
20		0.0003	10.7709	1.737	-1.223224	1.0695331	-26.55038	-6.47182104	23.0890491	7.81100912	2.34510628	28.0127791																											
21		0.00035	21.56595	2.39127	-0.805956	1.26091011	-39.68337	-7.48326908	26.2144573	7.80758664	2.73557117	37.6384464																											
22		0.0004	35.077875	1.5896	-0.034296	1.46135412	-40.694835	-8.38943203	29.0149401	7.80369384	3.1285318	48.4159896																											
23		0.00045	50.147475	0.34161	0.251504	1.68847901	-33.77513	-9.18471476	31.4722976	7.79538377	3.51593012	60.2133279																											
24		0.0005	64.371825	-1.90491	0.474428	1.88026576	-37.46778	-9.86878748	33.5861251	7.7947109	3.90578249	72.8349175																											
25		0.00055	75.71025	-3.78666	0.874548	2.09138867	-28.28432	-10.4467093	35.3720501	7.78972853	4.29539348	86.3283485																											
26		0.0006	83.1243	-4.84044	0.948856	2.29699312	-20.112325	-10.9281059	36.8586378	7.78446636	4.68474885	100.390246																											
27		0.00065	85.7808	-5.33838	0.708784	2.49765	-15.60087	-11.3259079	38.0889055	7.77930266	5.07383672	114.971031																											
28		0.0007	83.6556	-5.78421	0.365824	2.69466534	-14.83023	-11.6551507	39.1863154	7.77339246	5.46284725	129.978188																											
29		0.00075	77.340375	-5.80158	-0.137184	2.88970012	-13.15262	-11.9319967	39.9618108	7.76760771	5.85117225	145.33816																											
30		0.0008	67.8132	-4.81149	-0.651624	3.27388992	-11.860055	-12.1732064	40.7071651	7.76169591	6.23940484	160.997327																											
31		0.00085	56.92155	-2.83131	-1.006016	3.6572946	-23.33938	-12.3959502	41.3954969	7.75567032	6.627339	176.922544																											
32		0.0009	46.863075	-0.73533	-1.023164	4.03651192	-14.171975	-12.6180163	42.0817143	7.74953565	7.01496915	193.101686																											
33		0.00095	39.5577	0.32424	-0.754512	4.41232702	-1.53669	-12.857917	42.8230435	7.74328767	7.40228973	209.544366																											
34		0.001	36.29745	-0.06948	-0.331528	4.78709528	20.84398	-13.1338482	43.6757124	7.73691319	7.78929475	226.282893																											
35		0.00105	37.64585	-1.2159	0.108604	5.16665089	64.77046	-13.4888374	44.6861581	7.73039085	8.17597735	243.366092																											
36		0.0011	42.8421	-2.22336	0.320096	5.5531195	91.74286	-13.8459453	45.8761993	7.72369386	8.56232947	260.860571																											
37		0.00115	49.833525	-2.91237	0.20006	5.9477777	86.4126	-14.2826021	47.2255343	7.71679533	8.9483417	278.829775																											
38		0.0012	56.450625	-3.60138	0.160048	6.3481935	34.635225	-14.747104	48.6689149	7.7096758	9.33400348	297.319644																											

Abb. 7-11: Messergebnisse Einzelversuch

Sind alle Felder in der Eingabemaske ausgefüllt, kann die Eingabe gespeichert werden. Hierbei wird das Versuchsdatenblatt einer bestehenden Versuchsreihen zugeordnet und im entsprechenden Ordner gespeichert bzw., falls es der erste Versuch einer Versuchsreihe ist, eine neue Versuchsreihe im Auslegungswerkzeug angelegt und der in Abb. 7-3 gezeigten Ordnerstruktur hinzugefügt. Die Mittelwerte der Versuchsreihe werden neu bestimmt und in der Datei Mittelwerte.xlsx aktualisiert bzw. gegebenenfalls ein neues Tabellenblatt für eine neue Versuchsreihe angelegt.

Die Werte für die Bauteilgeometrie, welche im oberen Teil der Eingabemaske eingetragen wurden, werden im Tabellenblatt Datensatz gespeichert.

8 Zusammenfassung

Im Rahmen dieses Projektes wurde das Energieabsorptionsverhalten von auf geflochtenen Preforms basierenden Faserverbundkunststoffen verschiedener Geflechtstruktur anhand von rohrförmigen Crashabsorbern sowohl anhand von Versuchen, als auch in deren simulativer Abbildung mittels der FEM beschrieben. Darüber hinaus wurden zur Beschreibung der Materialeigenschaften quasistatische Zugversuche an Flachproben gleicher Struktur durchgeführt und anschließend in ein FEM-Modell übertragen. Weiterhin wurde ein Auslegungstool erstellt, das neben der Archivierung und Darstellung der gewonnenen Versuchsdaten die Möglichkeit der Abschätzung der Eigenschaften bislang noch nicht getesteter Geflechtvarianten durch Interpolation zwischen vorliegende Versuchsdaten erlaubt.

Auf der Radialflechtmaschine des ITA wurden dazu rohrförmige Stahlkerne mit Textilschläuchen umflochten. Dabei wurden je sechs Geflechtlagen aufeinander abgelegt. Dieser Prozess wurde unter Variation und Kombination der Produktionsparameter Flechtwinkel (30° , 45° und 60°) und Stehfadenanteil (0 %, 20 % und 50 %) durchgeführt, so dass insgesamt neun verschiedene Geflechtstrukturen hergestellt wurden. Hierzu wurde ein geeigneter Produktionsprozess festgelegt und beschrieben. Der Tränkungsprozess der Preforms wurde extern durch die Invent GmbH mittels des Harzinfusions-Verfahren durchgeführt. Diese führte ebenso den Zuschnitt der ausgehärteten FVK-Rohre zu Crashabsorbern von 300 mm Länge durch. Hierbei ließ sich erkennen, dass der angewendete Tränkungsprozess zu starken Schwankungen der Bauteilwandstärke und dem Einschluss von materialschwächenden Luftblasen führte.

Analog zu den Rohrproben wurden Flachproben hergestellt, deren Textilkomponenten sich im Flechtprozess nicht von diesen unterscheiden. Zur Übertragung der schlauchförmigen Geflechte in flache Preform-Matten sowie zur Tränkung mittels des Vakuum-Infusionsverfahrens und zum Probenzuschnitt wurde ein Vorgehen definiert. Dabei wurde durch kritische Betrachtung der Proben erkannt, dass diese keine geeignete Probenqualität hinsichtlich der Materialstärke und der Faserausrichtung liefern, um eine Übertragbarkeit auf die Rohrprofile zu gewährleisten.

Diese Annahme konnte mit den an den Flachproben durchgeführten quasistatischen Zugprüfungen bestätigt werden. Dazu wurde eine Versuchsdurchführung gewählt, die an die für Gewebe definierte DIN EN ISO 527-4 angelehnt ist. Es kam die Zugprüfmaschine des ITA zum Einsatz. Die hier gewonnen Kraft-Dehnungskurven zeigten eine derart starke Streuung auf, dass mit den im Rahmen dieses Projektes zur Verfügung stehenden Mitteln keine belastbaren Aussagen über das Verhalten der geprüften Strukturen unter Zug getroffen werden konnten.

Neben den Zugversuchen wurden Prüfungen des Energieabsorptionsvermögens auf einem der Fallturmprüfstände des ika mittels eines ebenen Impactors durchgeführt. Dazu wurde an der Oberkante der Rohrproben eine Fase zur Triggerung des Deformationsverhaltens

angebracht, da Vorversuche ohne Triggerung zu einem reinen Biegekollaps der Prüflinge geführt haben. Die dynamische Belastung der Bauteile zeigte auch hier aufgrund der produktionsbedingten Abweichungen eine Streuung des Kraft-Weg-Verhaltens zwischen den Prüflingen einer Geflechtstruktur, welche jedoch in weit geringerem Maße als jene der Zugversuche ausfiel. Auf Basis der Versuchsergebnisse konnte erkannt werden, dass zum einen kleinere Flechtwinkel zu einem höheren Energieabsorptionsvermögen führen und dieses zum anderen mit dem Anteil der Stehfäden wächst. Darüber hinaus wurde festgestellt, dass die Variante mit einem Flechtwinkel von 60° und ohne die Verwendung von Stehfäden zu gänzlich abweichenden Ergebnissen führte. Dieses Verhalten ist in einer Abweichung im Herstellungsprozess begründet, konnte aber nicht genauer lokalisiert werden. Aus diesem Grunde wurde diese Variante für die nachfolgenden Arbeitsschritte der Simulation und Vorauslegungs-Interpolation nicht genutzt.

Die geprüften Rohrprofile und exemplarisch auch eine Variante der Flachproben wurden unter Berücksichtigung aller Randbedingungen der Versuchsaufbauten und Übertragung der geometrischen Eigenschaften auf ein Schalenmodell aller Geflechtlagen für den expliziten FEM-Solver LS-Dyna modelliert. Hierbei wurde besonderes Augenmerk auf die Material- und Kontakt-Definition gelegt. Es wurde erkannt, dass dabei die Verwendung des LS-Dyna-Materialmodells 58 und einer „Tiebreak“-Kontaktdefinition eine geeignete Modellierung darstellt. Da das Materialmodell keine Darstellung beliebiger biaxialer bzw. triaxialer Strukturen zulässt, wurde eine Aufteilung der Geflechtstränge auf einzelne unidirektionale Schichten innerhalb eines Elementes vorgenommen. Es wurde weiterhin festgestellt, dass der Modellierung des Triggerbereichs besondere Bedeutung zukommt, weshalb hier ein vom restlichen Rohrkörper abweichender Materialdatensatz Anwendung fand.

Mittels dieses Grundmodells wurde eine Validierung der Modellparameter hinsichtlich des gemittelten Kraft-Weg-Verlaufs und Versagensverhalten der Variante mit einem Flechtwinkel von 45° und ohne die Verwendung von Stehfäden vorgenommen. Hierbei konnte ein Datensatz erarbeitet werden, der zu einer sehr guten Näherung der Simulations-Kraft über dem zurückgelegten Weg an die Versuchskurve und zu einem mit dem Bauteilversagen vergleichbaren Delaminationsverhalten führte. Im nächsten Schritte wurde die Übertragung der ermittelten Parameterwerte auf andere Geflechtvarianten untersucht. Dabei stellte sich heraus, dass eine direkte Übertragung der Parameterwerte nicht ohne weitere Validierungsschritte möglich war, da die Crashabsorbermodelle deutliche Beulneigung und ein vorzeitiges Versagen zeigten. Durch Variation von Versagensbeiwerten konnte jedoch in den meisten Fällen eine deutliche Näherung an den Kraftverlauf der Realbauteile hergestellt werden. Dabei konnte jedoch erkannt werden, dass der verwendete Ansatz bei Varianten mit hohem Stehfadenanteil nicht zu einem befriedigenden Modellverhalten führte.

Zusätzlich wurde eine Simulation der Zugprüfung durchgeführt. Hierbei konnte festgestellt werden, dass leicht ein geeigneter Parametersatz zur Sicherstellung einer guten Näherung an die Versuchsergebnisse zu bestimmen ist, dieser jedoch aufgrund der mangelnden Vergleichbarkeit nicht auf die Modelle der Rohrpoben übertragbar ist. Ebenso ist die

Aussagekraft aufgrund der großen Abweichungen innerhalb einzelner Prüfserien vergleichsweise gering.

Schließlich wurde ein Auslegungswerkzeug auf Basis der durchgeführten Fallturmversuche erstellt. Dieses bietet die Möglichkeit der Archivierung von Versuchsergebnissen, deren Darstellung sowie die Abschätzung des Bauteilverhaltens mittels Interpolation, welche die Hauptfunktion des Werkzeuges darstellt. Hierbei lassen sich Kraft-Weg-Verläufe für nicht getestete Geflechtvarianten auf Basis des bestehenden Datenstandes berechnen und darstellen. Ebenso wählt es unter Angabe gewünschter Energieabsorptionseigenschaften eine geeignete Bauteilvariante aus. Besonderes Augenmerk bei der Erstellung des Werkzeuges wurde auf die Möglichkeit der Erweiterung um zusätzliche Versuchsdaten unter Variation anderer Bauteilparameter gelegt, so dass es auch über den hier bearbeiteten Projektrahmen hinaus genutzt werden kann.

Die hier gewonnenen Projektergebnisse stellen eine gute Grundlage zur Beschreibung des Energieabsorptionsverhaltens geflochtener Strukturen und deren Abbildung in der expliziten FEM dar. Es wurden jedoch einige Bereiche erkannt, die einer weiteren Forschung bedürfen bzw. im Rahmen dieses Projektes nicht untersucht werden konnten, jedoch einen Einfluss auf das Bauteilverhalten und dessen Simulation haben.

Offene Fragestellungen zur Beschreibung der Strukturen sind zum Beispiel die Qualitätssicherung der Bauteile, der Einfluss der Bauteiloberfläche, die Durchführung von quasistatischen Prüfverfahren an Geflechtes, die Übertragbarkeit von Prüfergebnissen auf Simulationsmodelle, Dehnrateneffekte und die Anwendbarkeit des Auslegungstools. Für die simulative Abbildung ergibt sich weiterer Forschungsbedarf hinsichtlich der Gültigkeit des Modellierungsansatzes für hohe Stehfadenanteile, höhere Lagenzahlen, andere Belastungsrichtungen, andere Materialien und andere Geometrien. Ebenso stellt die Stabilisierung des Delaminationsverhaltens einen Punkt für weitere Tätigkeiten dar.

Eine Untersuchung dieser Fragestellungen soll unter Verwendung der hier gewonnenen Erkenntnisse in einem weiterführenden Forschungsprojekt folgen. Dazu wurde ein Forschungsantrag im Rahmen des AiF-ZUTECH-Programms eingereicht.

9 Formelzeichen und Indizes

α	Chang/Chang-Parameter
β	Drehwinkel zur Faserorientierung bei $A_{\text{opt}} = 3$
γ_{MS}	Schubdehnung
Δt	Zeitschritt
$\Delta t_{\text{kritisch}}$	kritischer Zeitschritt
ϵ_{fi}	zulässige Dehnung
ϵ_i	kalkulierte Dehnung
μ	Reibungskoeffizient
μ_k	dynamischer Reibungskoeffizient
μ_s	statischer Reibungskoeffizient
ν	Poisson-Konstante
ρ	Dichte
σ	Spannung
σ_1	Spannung parallel zur Hauptfaserrichtung
σ_2	Spannung senkrecht zur Hauptfaserrichtung
τ	Schubspannung
τ_{12}	Schubspannung in Faser-Matrix-Richtung
ω_i	Damage-Parameter für Belastung i
ARSM	Adaptive Response Surface Method
B	Faserorientierungswinkel
b_1	Breite
BETA	Faserorientierungswinkel
c	Wellenausbreitungsgeschwindigkeit
CCRIT	kritischer Abstand

DC	Geschwindigkeits-Skalierungsfaktor für die Reibung
CFK	kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe
CID	Kartenidentifikationsnummer
DCB	Double-Cantilever-Beam
DIN	Deutsches Institut für Norm
DT2MS	Zeitschritt zum Mass Scaling
E	Elastizitätsmodul
E11C	Dehnung bei maximaler Druckspannung in Faserrichtung
E11T	Dehnung bei maximaler Zugspannung in Faserrichtung
E22C	Dehnung bei maximaler Druckspannung in transversaler Richtung
E22T	Dehnung bei maximaler Zugspannung in transversaler Richtung
EA	E-Modul in Faserrichtung A
EB	E-Modul in transversaler Richtung B
EC	E-Modul in Normalenrichtung C
E_{Def}	Deformationsenergie
ELFORM	Elementtyp
EN	Europäische Norm
ENF	End Notched Flexure
EP	Epoxidharz
ERODS	effektive Dehnung, nach der Erosion des Elementes
F	Kraft
FB	Faserbruch
FEM	Finite-Elemente-Methode
F_N	Normalkraft
F_R	Reibungskraft

FRMM	Fixed Ratio Mixed-Mode
FRD	dynamischer Reibungskoeffizient
FRS	statischer Reibungskoeffizient
FS	Failure Surface Typ
FVK	faserverstärkte Kunststoffe
FW	Flechtwinkel
G	Schubmodul
GAB	Schubmodul in AB-Ebene
GBC	Schubmodul in BC-Ebene
GCA	Schubmodul in CA-Ebene
GMS	Scherverformung bei maximaler Schubspannung
h	Höhe
HGID	Identifikationsnummer der Hourglass-Kontrolle
h_T	Aufleimerdicke
ISO	International Organization for Standardization
L_2	Abstand zwischen den Kräfteinleitugselementen
L_3	Gesamtlänge
L_{krit}	kleinste Elementkantenlänge
LSTC	Livermore Software Technology Corporation
L_T	Länge des Aufleimers
m	Crashmasse
m_i	Beiwert zum Versagensmodus
MID	Materialidentifikationsnummer
MXEPS	maximale Dehnung

\bar{n}	Normalenvektor
n_F	Anzahl der Flechtfäden
n_S	Anzahl der Stehfäden
NFLS	Normalspannungsgrenzwert
PARAM	kritischer Abstand
PRBA	Poisson-Konstante in AB-Ebene
S_c	maximale Schubfestigkeit
SC	maximale Schubspannung
SF	Stehfadenanteil
SFLS	Schubspannungsgrenzwert
SFS	Skalierungsfaktor der Kontakt-Dicke Slave-Seite
SFM	Skalierungsfaktor der Kontakt-Dicke Master-Seite
SHRF	Verzerrungsreduzierungsfaktor
SLIMC1	Spannungsbegrenzungsfaktor in longitudinaler Richtung, nachdem Druckspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
SLIMC2	Spannungsbegrenzungsfaktor in transversaler Richtung, nachdem Druckspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
SLIMS	Spannungsbegrenzungsfaktor, nachdem Schubspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
SLIMT1	Spannungsbegrenzungsfaktor in longitudinaler Richtung, nachdem Zugspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
SLIMT2	Spannungsbegrenzungsfaktor in transversaler Richtung, nachdem Zugspannungsmaximum in der Schicht erreicht wurde
THICK	Schichtdicke
TSSFAC	Skalierungsfaktor für den Zeitschritt

U	Umfang des Kerns
UD	unidirektional
\vec{v}	Richtungsvektor
ν_{ij}	Poisson-Konstante für Querdehnung in Richtung i bei Belastung in Richtung j
v_{rel}	Relativgeschwindigkeit
VDC	Dämpfungsfaktor
x	Breite des Rovings
x^*	Breite des Rovings in x-Richtung
X_C	Druckfestigkeit parallel zur Hauptfaserrichtung
XC	maximale Druckspannung in Faserrichtung
XT	maximale Zugspannung in Faserrichtung
YC	maximale Druckspannung in transversaler Richtung
Y_T	Zugfestigkeit senkrecht zur Hauptfaserrichtung
YT	maximale Zugspannung in transversaler Richtung
ZFB	Zwischenfaserbruch

10 Literatur

- [AHM04] N.N.
Radialflechtmaschine RF 1/144-100, Maschinennr.: 104736
Firmenschrift
August Herzog Maschinenfabrik GmbH & Co. KG, Oldenburg, 2004
- [AZT04] N. N.
AZT Crashreparaturtest Front
Allianz Zentrum für Technik, Ismaning, 2004
- [BER04] BERNALE, E.; CUARTERO, J.; NUEZ, C.; MIYARETE, A.; CASTEJOM, L.
Advances in the Crash Simulation of Vehicle Frontal Crash Structures Made of Braided Composite Materials
SAE International, Warrendale, 2004
- [BIS04] BISAGNI, C.; DI PIETRO, G.; FRASCHINI, L.; TERLETTI, D.
Progressive crushing of fiber-reinforced composite structural components of a Formula One racing car
Composite Structures Band 68
Elsevier, Amsterdam, 2004
- [BOT98] BOTKIN, M.; BROWNE, A.; JOHNSON, N.; FIDAN, S.
Development of a composite front structure for automotive crashworthiness
American Society of Mechanical Engineers, New York, 1998
- [BRI06] BRIMHALL, T.; STARBUCK, J.
Dynamic vs. static energy absorption in carbon fiber reinforced crush tubes
International SAMPE Symposium and Exhibition, Long Beach, 2006
- [BRO02] BROWNE, A.; ZIMMERMANN, K.
Transportation: Making Tracks for Tomorrows Transportation
Dynamic axial crush of automotive rail-sized composite tubes part 2: Tubes with braided reinforcements (carbon, Kevlar, and glass) and non-plug crush initiators
ASME International Mechanical Engineering Congress, New Orleans, 2002
- [CLI10] CLINZLER, B.; GOLDBERG, K.; BINIENDA, W.
Investigation of *MAT_58 for Modeling Braided Composites
11th International LS-DYNA User's Conference, Detroit, 2010
- [DEH01] DEHN, A.
Experimentelle Untersuchung und numerische Simulation des Crashverhaltens gewebeverstärkter Thermoplaste unter Temperatureinfluss
Institut für Verbundwerkstoffe-Schriftenreihe (Band 22)
Institut für Verbundwerkstoffe, Kaiserslautern, 2001

- [DEH99] DEHN, A.; MAIER, M.
Temperatureinfluss auf das Energieabsorptionsverhalten von CFK-Crashelementen, Kunststoffe (Heft 6)
Carl Hanser Verlag, München, 1999
- [DIN97] N. N.
DIN EN ISO 527-4
Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe
Beuth Verlag, Berlin, 1997
- [ECK10] ECKSTEIN, L.
Faserverbundwerkstoffe – Anwendungen II
Vorlesungsumdruck
Institut für Kraftfahrzeuge, RWTH Aachen University, 2010
- [FRA07] FRANKE, O.
Der Sprung in die Großserie – eine GFK-Blattfeder für eine neue Transporter Generation
10. Internationale AVK-Tagung, Stuttgart, 2007
- [FRI03] FRIESEN, F.
Von der Stoßstange zum modernen Stoßfänger
Dissertationsvortrag
Institut für Kraftfahrwesen Aachen, RWTH Aachen, 2003
- [FOU07] FOUINETEAU, M.; PICKETT, A.
Shear mechanism modelling of heavy tow braided composites using a meso-mechanical damage model
Composites Part A: Applied Science and Manufacturing Band 38
Elsevier, Amsterdam, 2007
- [GRE08] GREVE, L.; PICKETT, A.; PAYEN, F.
Experimental testing and phenomenological modeling of the fragmentation process of braided carbon/epoxy composite tubes under axial and oblique impact
Composites Part B: Engineering Band 39
Elsevier, Amsterdam, 2008
- [GRI93] GRITNER, J.
Untersuchung der Energieabsorption von Faserverbund-Strukturen unter besonderer Berücksichtigung des Einsatzes in Kraftfahrzeugen
Dissertation
Institut für Kraftfahrwesen Aachen, 1993

- [HAM01] HAMADA, H.
Crushing behavior of braided composites
American Society of Mechanical Engineers, New York, 2001
- [HER07] HERMANN, A.
Hochautomatisierte RTM-Fertigung mit CFK
10. Internationale AVK-Tagung, Stuttgart, 2007
- [HOE06] HOEHNE, S
Einfache Falltestberechnungen mit dem expliziten FE-Programm LS-DYNA und
Kopplung zum impliziten Programm ANSYS
Studienarbeit, Hochschule für Technik, Wirtschaft und Kultur Leipzig, 2006
- [HOL07] HOLZAPFEL, M; KOPP, G.
Numerische Nachbildung der Crashfront von faserverstärkten Strukturen mit Hilfe
von Mehrschalenmodellen
6. LS-DYNA Anwenderforum, Frankenthal, 2007
- [HOL08] HOLZAPFEL, M.; KOPP, G.
Untersuchung zur Modellierung von Strukturen aus FKV unter Crashbelastung
mit Hilfe von Mehrschalenmodellierungen
7. LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2008
- [HON06] HONNAGANGAIAH, K.
Design and evaluation of composite car-front subframe rails in a sedan and its
corresponding occupant crash injury response
Master Thesis
Wichita State University, Wichita, 2006
- [HUF03] HUFENBACH, W.; LANGKAMP, A.; KROLL, L.
Bruchmodebezogene Versagensmodelle für gewebeverstärkte Verbundwerk-
stoffe
14. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde, Wien, 2003
- [ICK10] ICKERT, L.
FAT-FORSCHUNGSPROJEKT „Belastungsgerechte Leichtbaustrukturen in
Mischbauweise“
Institut für Kraftfahrzeuge, RWTH Aachen University, 2010
- [JOH96] JOHNSON, A.; KINDERVATER, C.
Composite energy absorbing concepts for lightweight vehicles
International Symposium on Automotive Technology & Automation, Florenz, 1996

- [KAP10] KAPPLER, A
The Material Concept of the Audi R8
Materials in Car Body Engineering, Bad Nauheim, 2010
- [KOF89] KO, F. K.; PASTORE, C. M.; HEAD, A.
Handbook of Industrial Braiding
Atkins & Pearce, Covington, 1989
- [KON11] KONANUR, S.
Research of an adequate material model for plastics reinforced with braided carbon fibres
Mini Thesis
Institut für Kraftfahrzeuge, RWTH Aachen University, 2011
- [KÜM06] KÜMPERS, F.; BROCKMANN, K.; STÜVE, J.
3D-Flecht- und Umflechtverfahren als textile Fertigungstechnologie für textile Preforms
DWI-Reports Band 130, DWI, Aachen, 2006
- [LIV07] N.N.
LS-DYNA Keyword User's Manual
Volume 1, Version 971
Livermore Software Technology Corporation, 2007
- [MAI07] MAIER, M.; SCHWEIZERHOF, K.
Statusbericht zur Berechnung von CFK-Strukturen im Automobilbau
Forschungsvereinigung Automobiltechnik, Frankfurt, 2007
- [MAI90] MAIER, M.
Experimentelle Untersuchung und numerische Simulation des Crashverhaltens von Faserverbundwerkstoffen
Dissertation
Universität Kaiserslautern, 1990
- [MAT05] MATZENMILLER, A.
Berechnung fortschreitender Risse in Laminaten
23rd CADFEM Users' Meeting, Bonn, 2005
- [MCG07] MCGREGOR, C; VAZIRI, R; POURSAITIP, A.; XIAO, X
Simulation of progressive damage development in braided composite tubes under axial compression
Composites Part A Applied science and manufacturing Band 38
Elsevier, Amsterdam, 2007

- [MEN08] MENNIG, G.; LAKE, M.
Verschleißminimierung in der Kunststoffverarbeitung
Phänomene und Schutzmaßnahmen
Carl Hanser Verlag, München, 2008
- [MID04] MIDDENDORF, P.
Composites – Materialmodellierung und Anwendungen im Flugzeugbau -
3. LS-Dyna Anwenderforum, Bamberg, 2004
- [MIN10] MINARDS, I.
The Aston Martin Rapide
EuroCarBody, Bad Nauheim, 2010
- [MON09] MONCAYO, D.
Einführung in die Composite-Berechnung mit LS-DYNA
Schulungsunterlagen
Dynamore GmbH, Stuttgart, 2009
- [MGS04] N. N
Infusionsharz MGS RIM 135
Kurzcharakteristik
MGS Kunstharzprodukte, Stuttgart, 2004
- [MUR10] MURNISYA, H.
Kalibrierung der Materialparameter eines Materialmodells zur dynamischen
Simulation von CFK-Strukturen
Diplomarbeit, Institut für Kraftfahrzeuge, RWTH Aachen University, 2010
- [NAG10] NAGESWARA, R.; CHANG, F.; GOLDBERG, K.; ROBERTS, G.; JACKSON, K.
Crashworthiness of Composite Structures with Various Fiber Architectures
11th International LS-DYNA User's Conference, Detroit, 2010
- [NOH04] NOHR, M.
Faserverstärkte Kunststoffe in Craschanwendungen
Dimensionieren mit Faserverbundwerkstoffen
Aachen, 2004
- [PIE06] PIERONEK, D.
Kalibrierung eines Materialmodells für die Craschanalyse gewebeverstärkter
Verbundkunststoffe mithilfe der Finite-Elemente-Methode
Studienarbeit, Institut Kraftfahrwesen Aachen, RWTH Aachen, 2006

- [PIC06] PICKETT, A.; FOUINETEAU, M.
Material characterisation and calibration of a meso-mechanical damage model for braid reinforced composites
Composites Part A: Applied Science and Manufacturing Band 37
Elsevier, Amsterdam, 2006
- [RCA10] N. N.
RCAR Bumper Test, Issue 2.0
Research Council for Automobile Repairs, Marlborough, 2010
- [REC96] RECHNITZER, G.; POWELL, C.; SEYER, K.
Use of glass fibre composite tubes for energy absorption in vehicle crashes
International Symposium on Automotive Technology & Automation, Florenz, 1996
- [REI08] REICH, S.
Einfluss der Faserverbund-Sandwichbauweise auf die kollisionssichere Gestaltung von Schienenfahrzeugen
Dissertation, Institut für Land- und Seeverkehr Fachgebiet: Schienenfahrzeuge an der Technischen Universität Berlin, 2008
- [ROS04] ROSER, T.
Untersuchungen zur Herstellung von festigkeitsoptimierten Rundgeflechten für die Faserverbund-Preformtechnologie
Diplomarbeit, Institut für Textiltechnik der RWTH-Aachen, 2004
- [SCH07] SCHMEER, S.; MAGIN, M.; MATTERN, S.
Statusbericht zur Berechnung von CFK-Strukturen im Automobilbau
FAT-Bericht, VDA, Frankfurt, 2007
- [SCH98] SCHWEIZERHOF, K.; WEIMAR, K.; MÜNZ, T.; ROTTNER, T.
Crashworthiness Engineering with LS-Dyna
Seminarunterlagen, Dynamore, Stuttgart, 1998
- [STA05] STAUSS, O.
Flechten und nähen – so baut man hochsteife Teile
Airbus A380 ist zu 20 Gewichtsprozent ein Textilprodukt
Industrieanzeiger Band 127 / Heft 22/23
Konradin Verlag, Leinfelden-Echterdingen, 2005
- [STE10] STELZMANN, U.
Paralleles Rechnen mit LS-DYNA - Hardware effizient auslasten
Web-Seminar, CAD-FEM GmbH, Grafing, 2010

- [STÜ04] STÜVE, J.; GRIES, T.
Textile Preforms als Basiskomponente von Crash-Absorber-Elementen im Fahrzeugbau
Textil Innovativ, München, 2004
- [TOH09] N. N.
Delivery programme for Tenax filament yarn
Toho Tenax Europe GmbH, Wuppertal, 2009
- [TÖR02] TÖRNQVIST, R.; BASER, B.; BATTINO, G.
Structural modules with improved crash performance using thermoplastic composites
Special Publications Band 1682, Society of Automotive Engineers, Warrendale, 2002
- [WAC04] WACKER, M.; HÖRMANN, M.
Simulation of the Crash Performance of Crash Boxes based on Advanced Thermoplastic Composite
22nd CAD-FEM Users' Meeting, Dresden, 2004
- [WAL05] WALLENTOWITZ, H.
Strukturentwurf von Kraftfahrzeugen
Vorlesungsumdruck, Institut für Kraftfahrwesen Aachen, RWTH-Aachen, 2005
- [WEI06] WEIMAR, K.
Einführung in LS-DYNA
Schulungsunterlagen, Dynamore GmbH, Stuttgart, 2006
- [WIK11] N. N.
Videoextensometer
<http://de.wikipedia.org/wiki/Videoextensometer>
- [XIA09] XIA, X
Modeling Energy Absorption with a Damage Mechanics Based Composite Material Model
SAGE Publications, Thousand Oaks, 2009
- [ZAR10] ZAREI, H.; KRÖGER, M.
Crashworthiness Investigation and Optimization of Empty and Foam Filled Composite Crash Box
Sciyo Verlag, Rijeka, 2010

- [ZEN05] ZENG, T.; FANG, D.; LU, T.
Dynamic crashing and impact energy absorption of 3D braided composite tubes
Materials Letters Band 59
Elsevier, Amsterdam, 2005

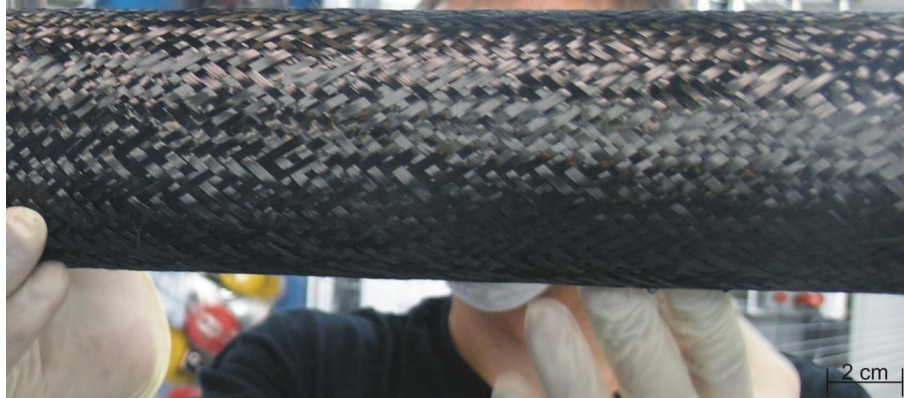
11 Anhang**11.1 Geflechtstrukturen**

Abb. 11-1: 45° Flechtwinkel mit 0 % Stehfadenanteil



Abb. 11-2: 45° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil



Abb. 11-3: 45° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil



Abb. 11-4: 60° Flechtwinkel mit 0 % Stehfadenanteil



Abb. 11-5: 60° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil

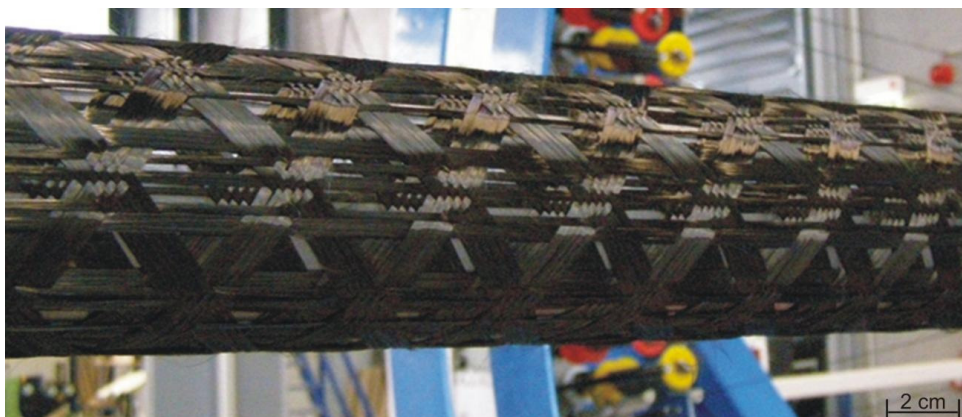


Abb. 11-6: 60° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil

11.2 Rohrproben

Abb. 11-7: 30° Flechtwinkel mit 0 % Stehfadenanteil, getränkt



Abb. 11-8: 30° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil, getränkt



Abb. 11-9: 30° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil, getränkt



Abb. 11-10: 45° Flechtwinkel mit 0 % Stehfadenanteil, getränkt

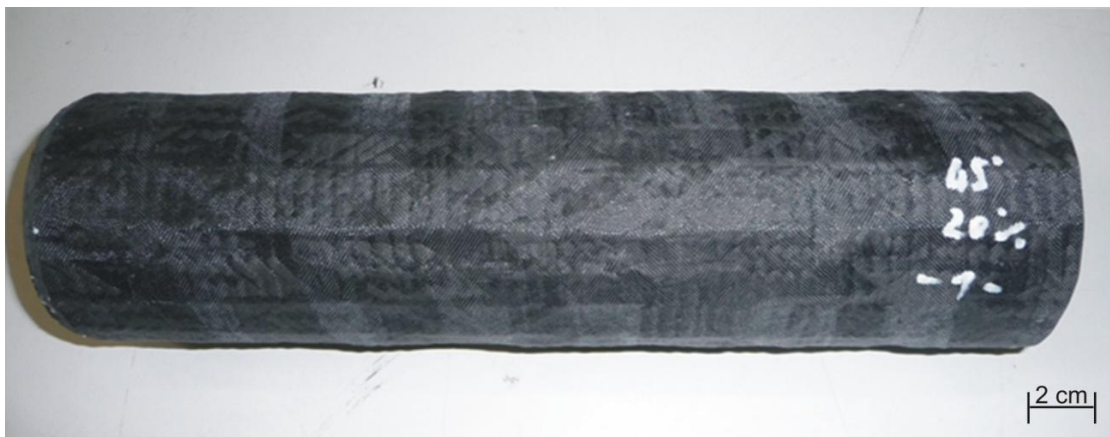


Abb. 11-11: 45° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil, getränkt



Abb. 11-12: 45° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil, getränkt



Abb. 11-13: 60° Flechtwinkel mit 0 % Stehfadenanteil, getränkt



Abb. 11-14: 60° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil, getränkt



Abb. 11-15: 60° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil, getränkt

11.3 Zugversuchsergebnisse

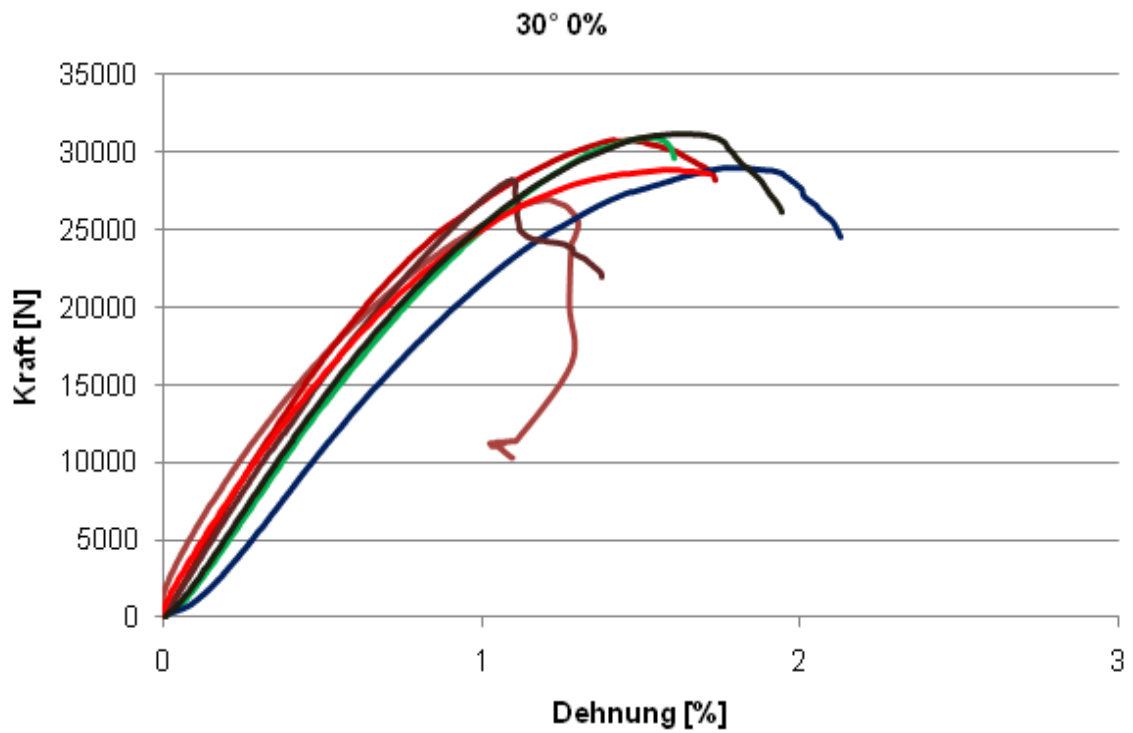


Abb. 11-16: Kraft-Dehnungsdiagramm für 30° Flechtwinkel mit 0 % Stehfadenanteil

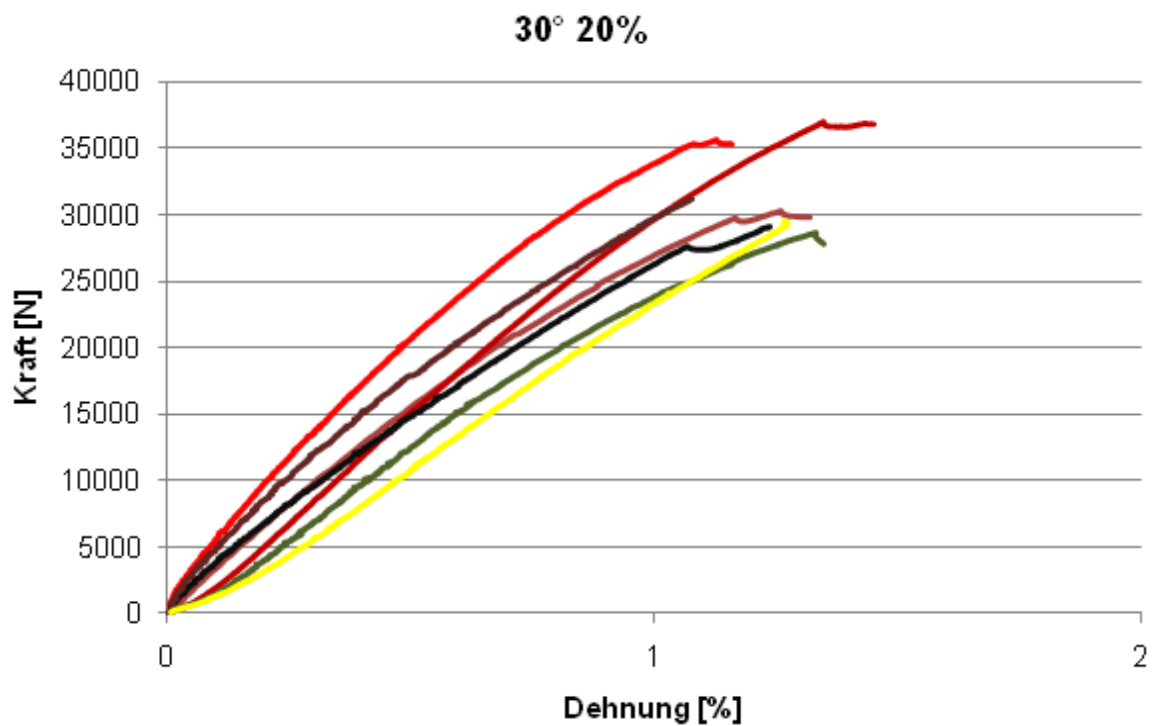


Abb. 11-17: Kraft-Dehnungsdiagramm für 30° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil

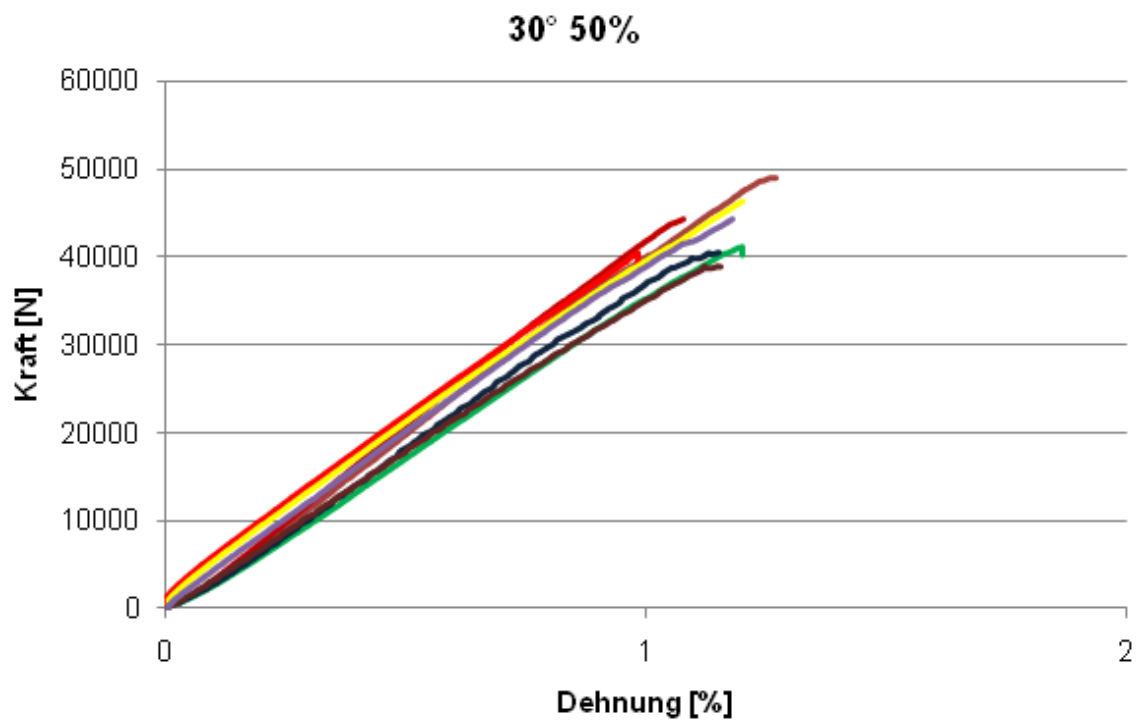


Abb. 11-18: Kraft-Dehnungsdiagramm für 30° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil

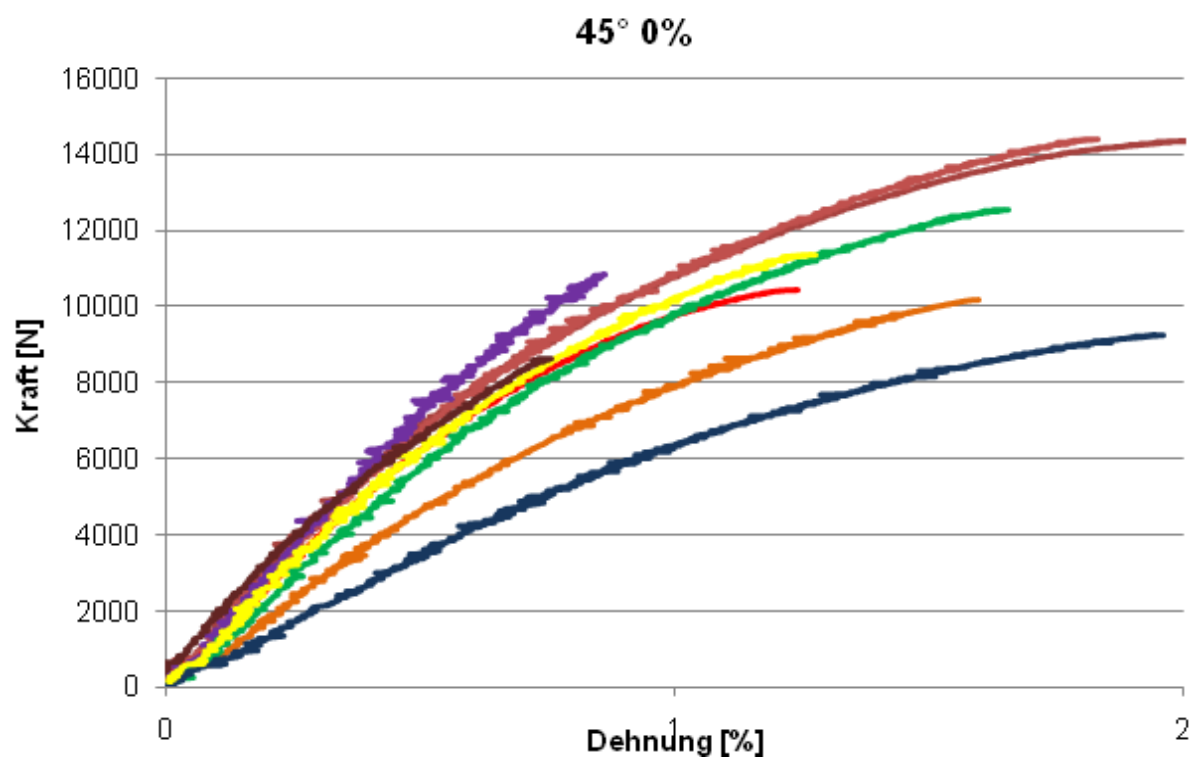


Abb. 11-19: Kraft-Dehnungsdiagramm für 45° Flechtwinkel mit 0 % Stehfadenanteil

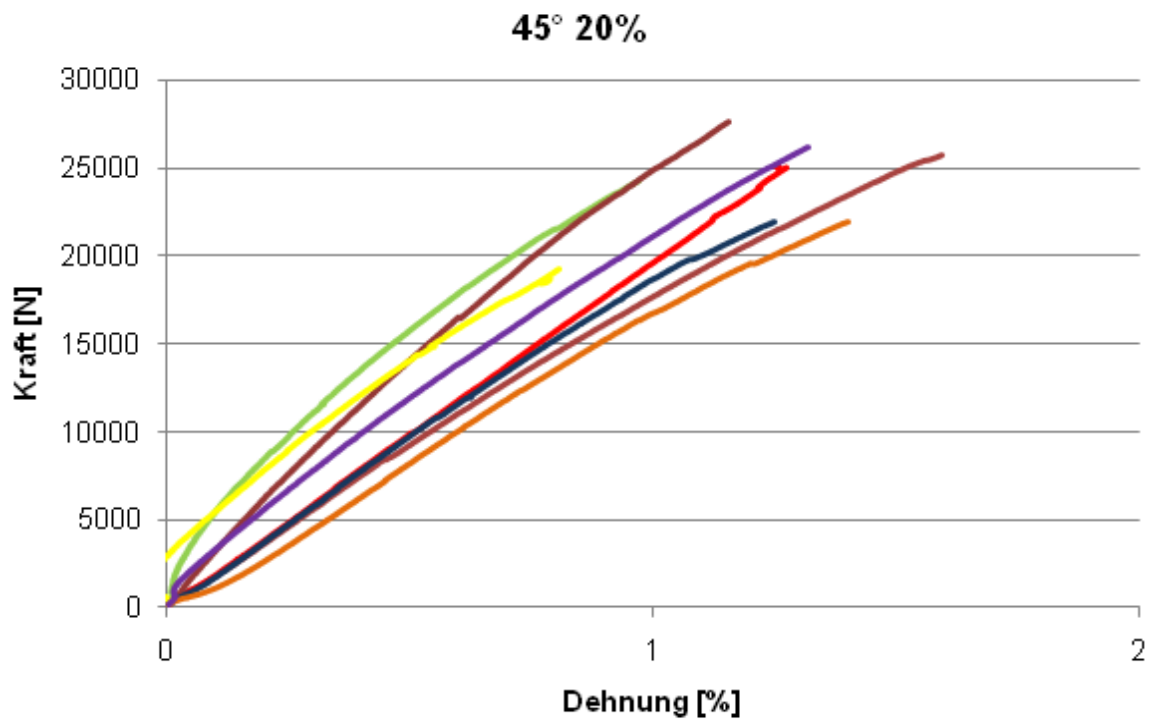


Abb. 11-20: Kraft-Dehnungsdiagramm für 45° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil

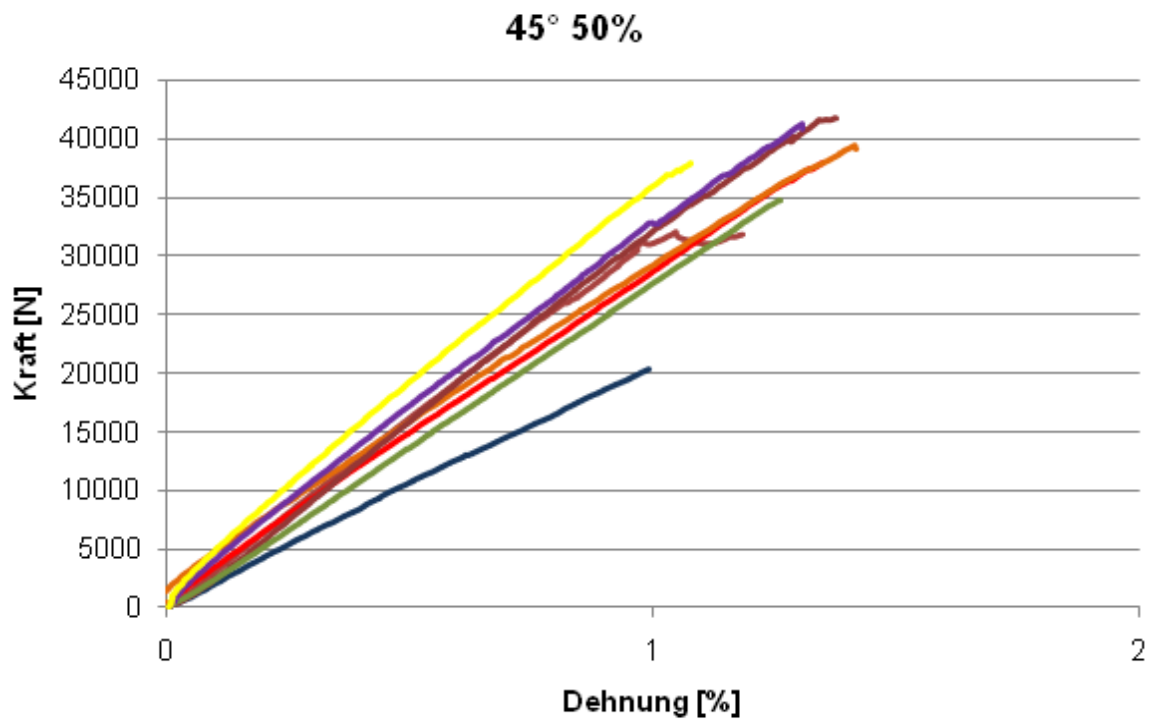


Abb. 11-21: Kraft-Dehnungsdiagramm für 45° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil

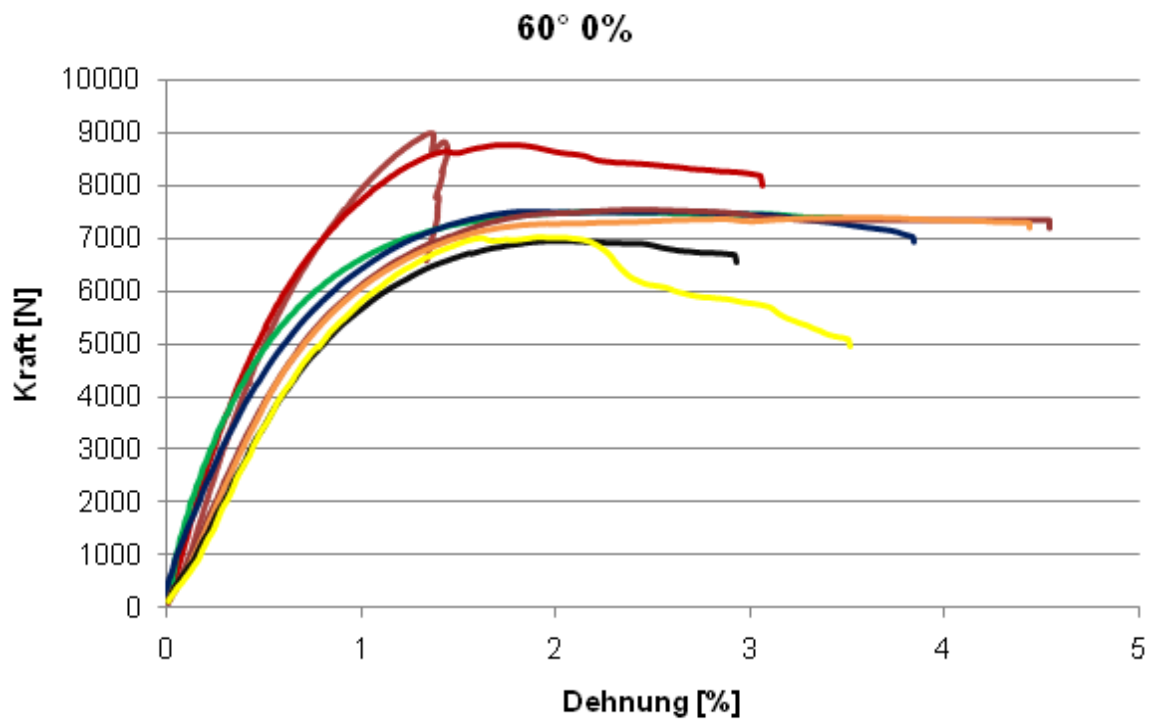


Abb. 11-22: Kraft-Dehnungsdiagramm für 60° Flechtwinkel mit 0 % Stehfadenanteil

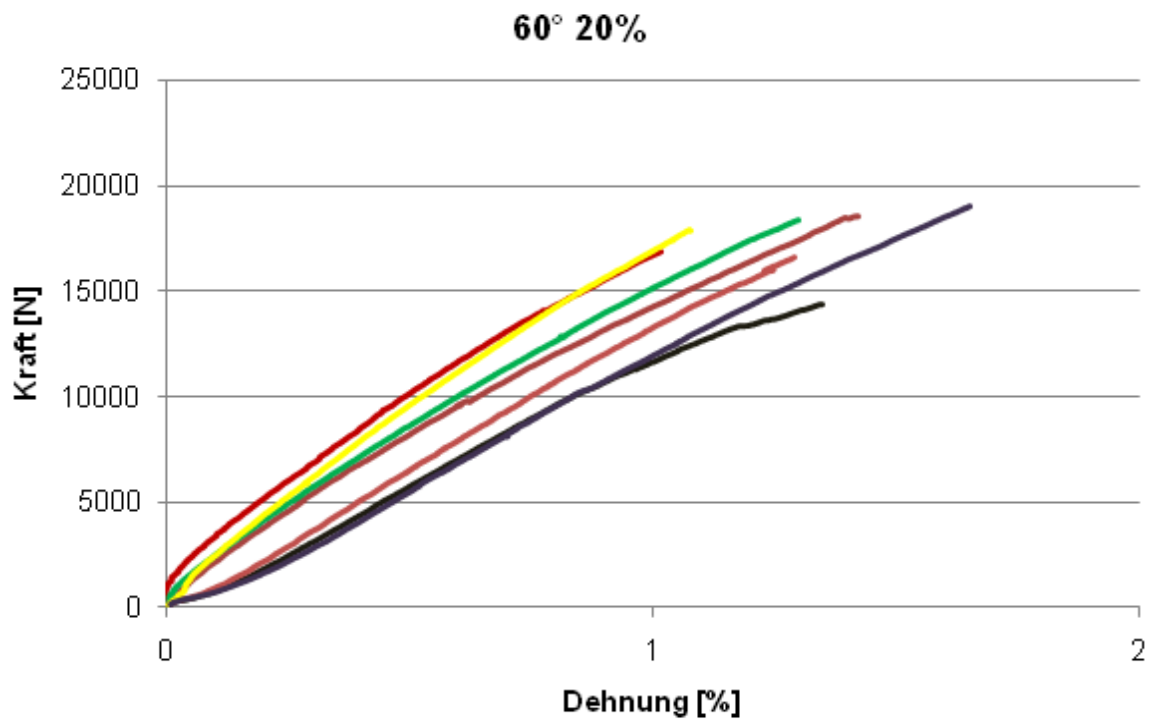


Abb. 11-23: Kraft-Dehnungsdiagramm für 60° Flechtwinkel mit 20 % Stehfadenanteil

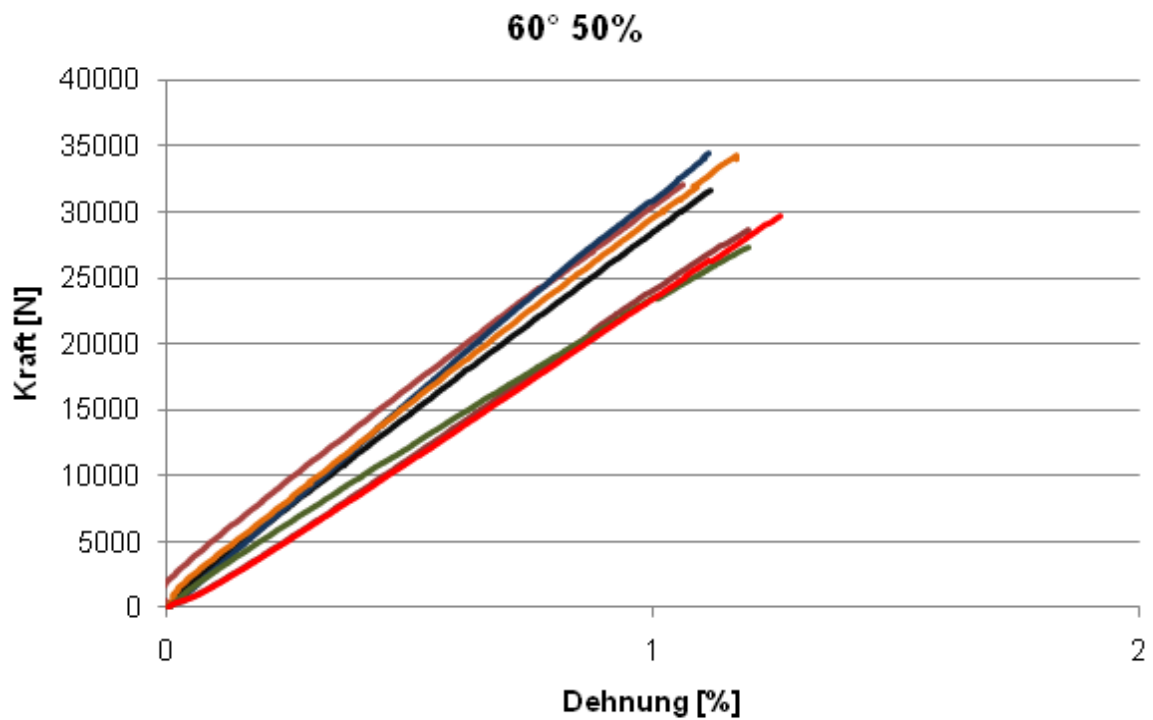


Abb. 11-24: Kraft-Dehnungsdiagramm für 60° Flechtwinkel mit 50 % Stehfadenanteil

11.4 Fallturmversuchs-Ergebnisse

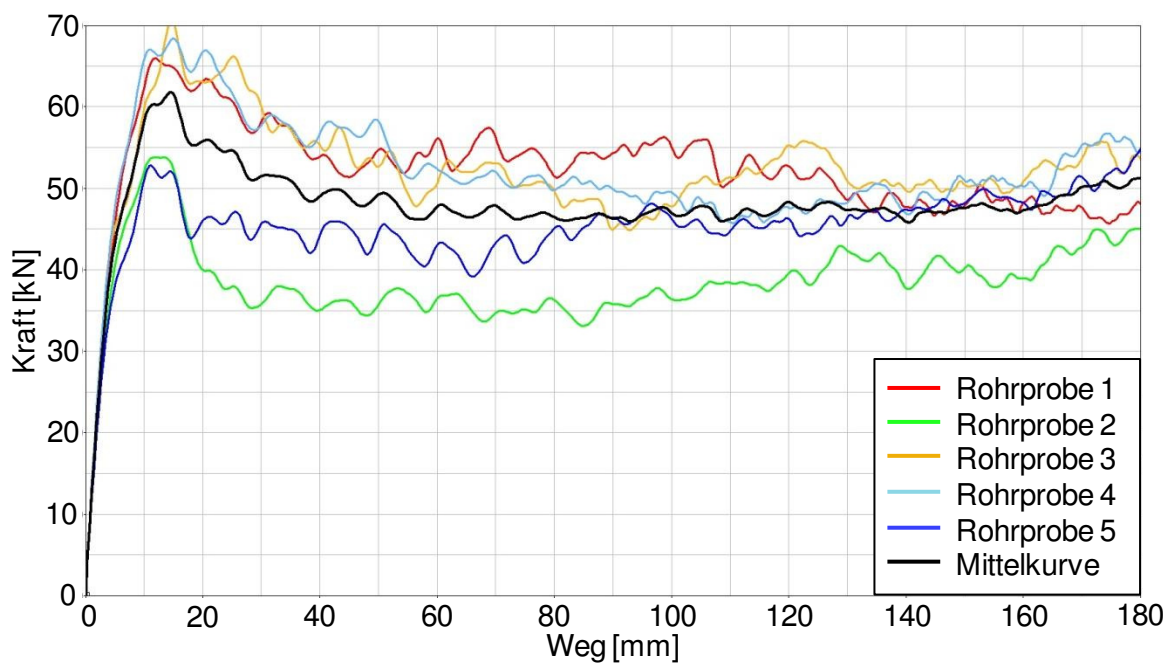


Abb. 11-25: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 30° FW / 0 % SF

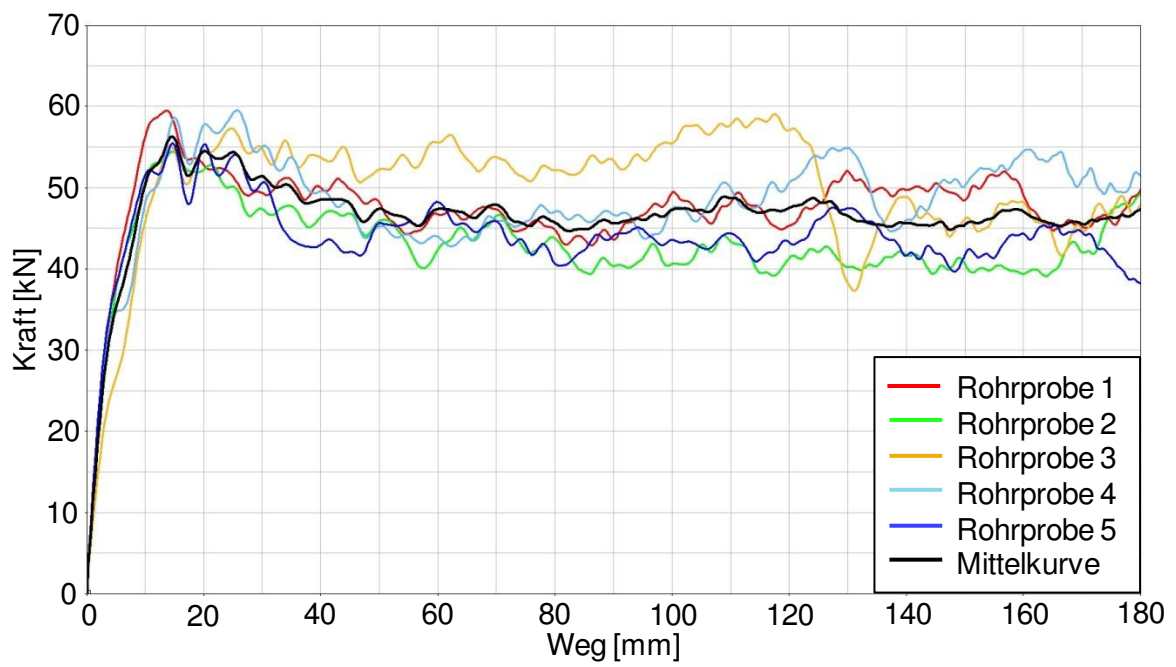


Abb. 11-26: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 30° FW / 20 % SF

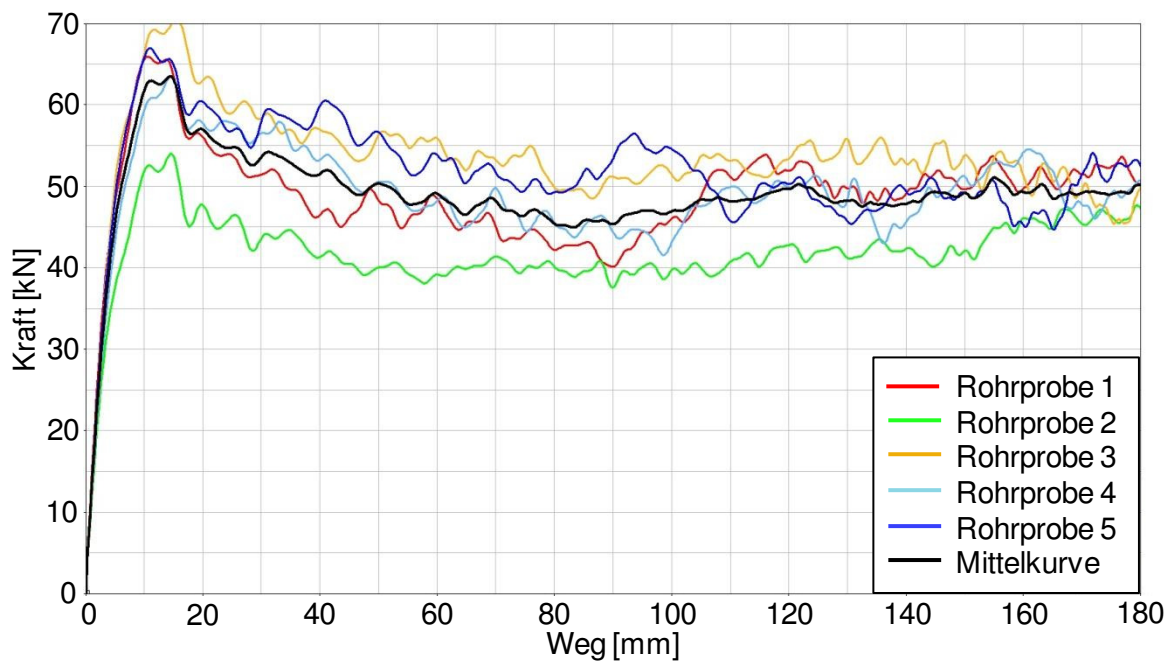


Abb. 11-27: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 30° FW / 50 % SF

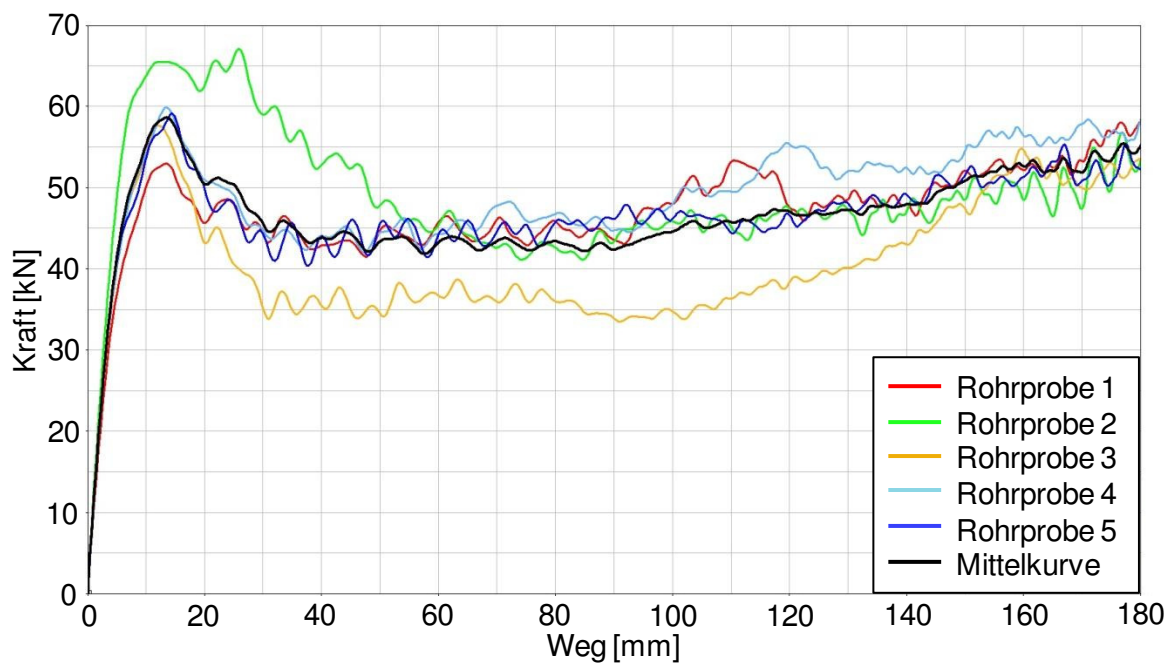


Abb. 11-28: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 45° FW / 0 % SF

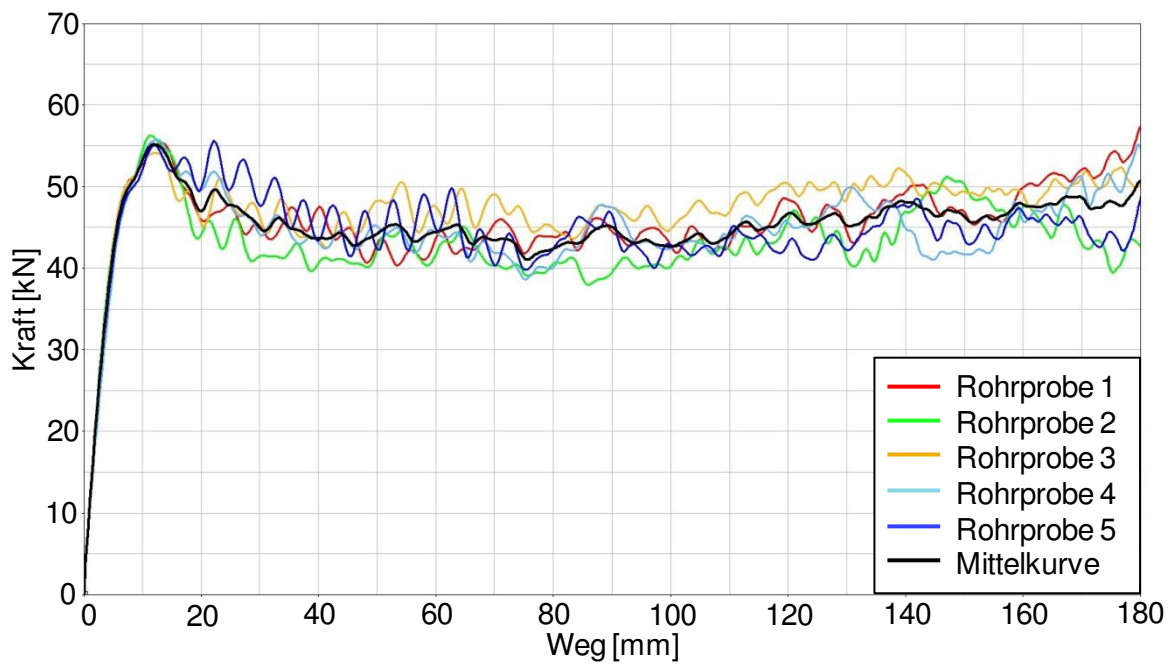


Abb. 11-29: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 45° FW / 20 % SF

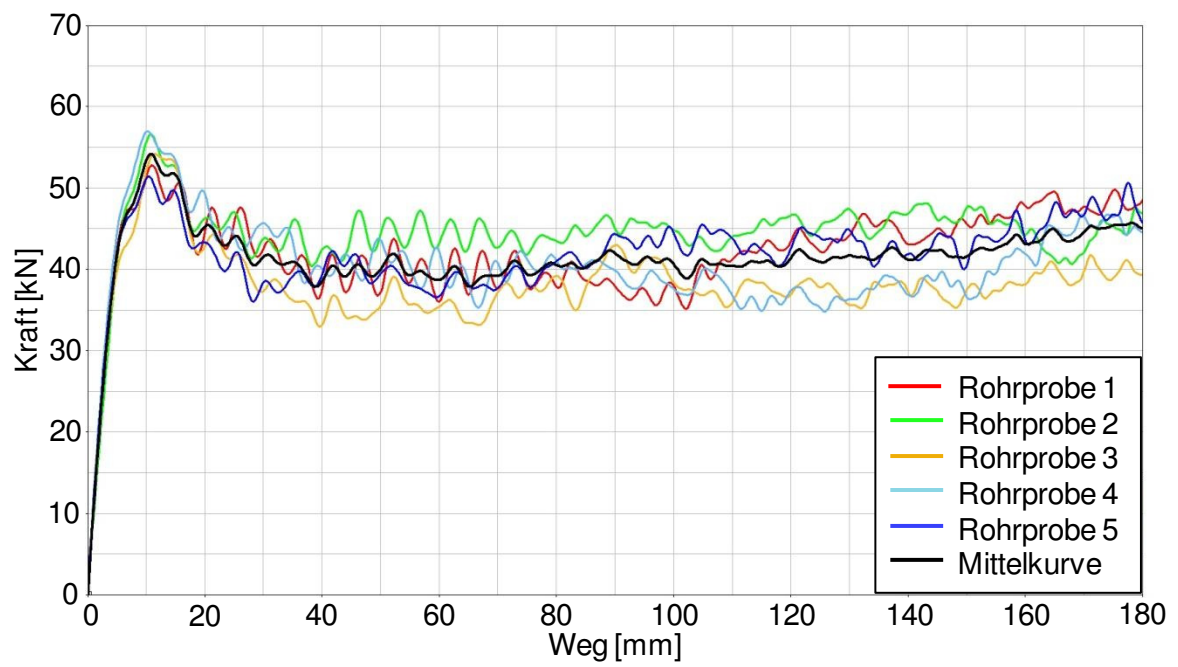


Abb. 11-30: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 45° FW / 50 % SF

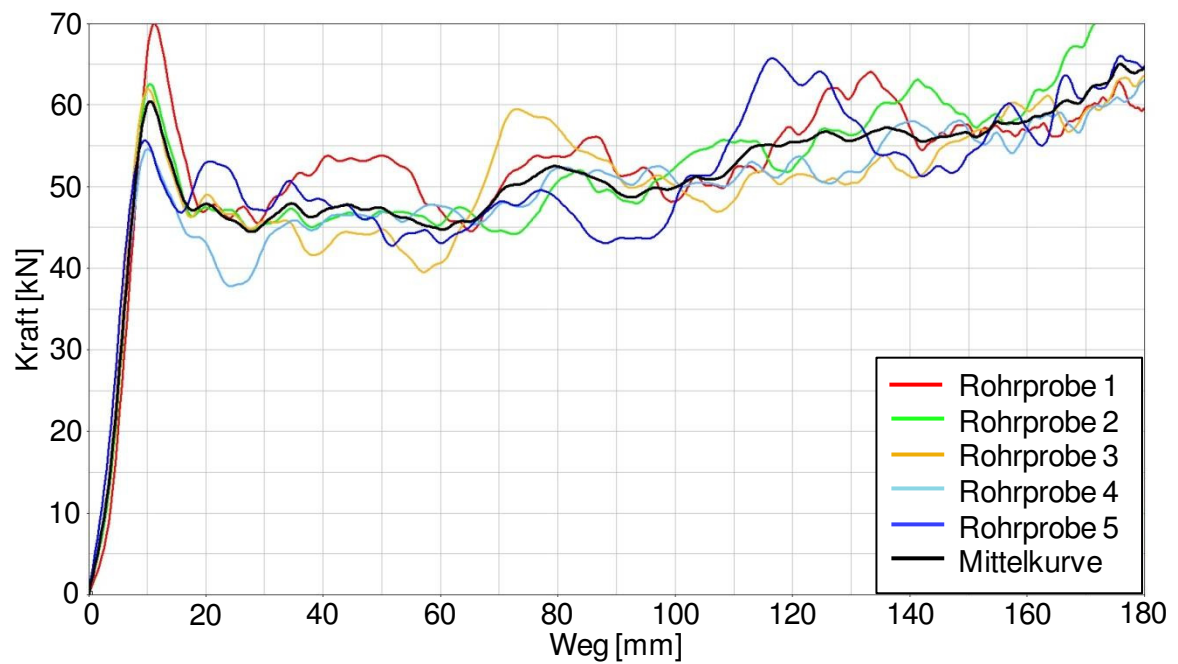


Abb. 11-31: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 60° FW / 0 % SF

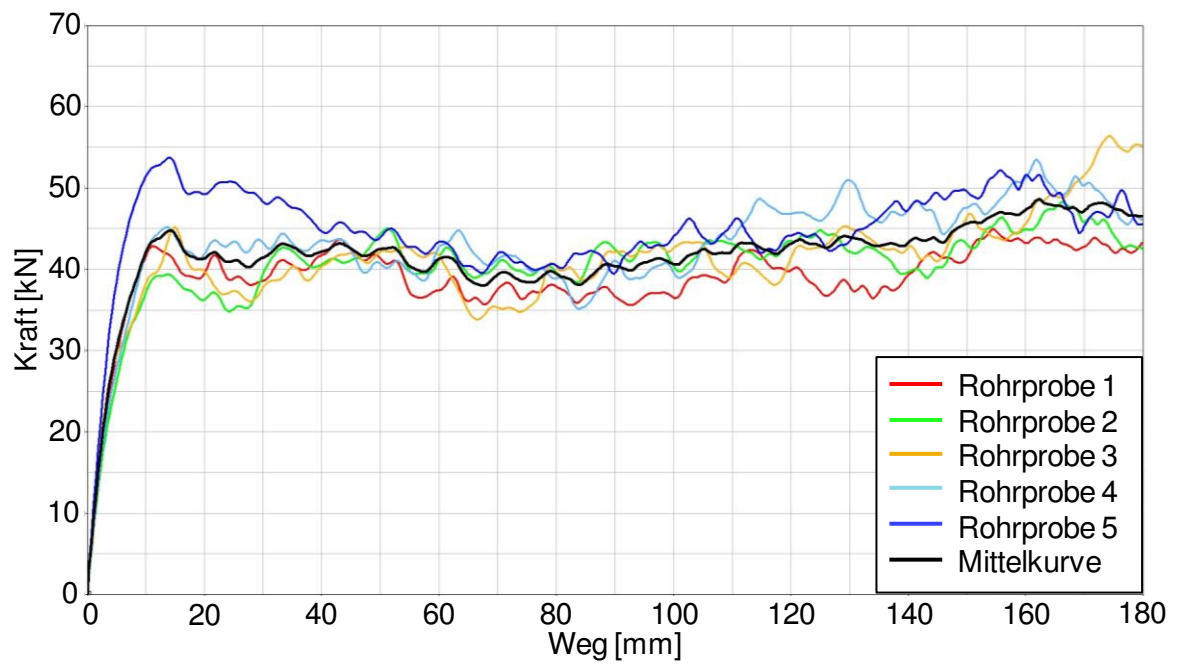


Abb. 11-32: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 60° FW / 20 % SF

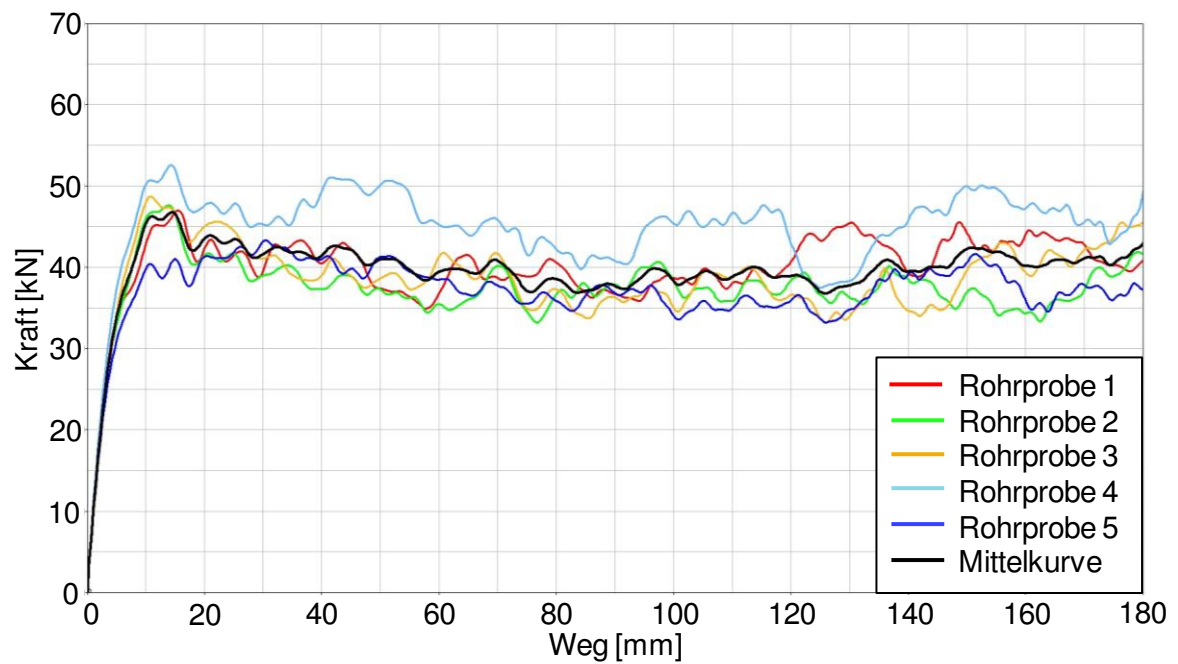


Abb. 11-33: Kraft-Weg-Verläufe aller Crashabsorber mit 60° FW / 50 % SF

11.5 LS-Dyna-Karten

MID	RO	EA	EB	EC	PRBA	TAU1	GAMMA1
1	1,4923E-9	54274,95	35000	35000	0,2		
GAB	GBC	GCA	SLIMT1	SLIMC1	SLIMT2	SLIMC2	SLIMS
64999,92	64999,92		0,1	0,1	0,1	0,13	0,5
AOPT	TSIZE	ERODS	SOFT	FS			
3		0,35		0			
XP	YP	ZP	A1	A2	A3		
V1	V2	V3	D1	D2	D3	BETA	
1							
E11C	E11T	E22C	E22T	GMS			
1,9303E-2	4,491E-2	2,0684E-2	1,5921E-2	3,8016E-2			
XC	XT	YC	YT	SC			
818,2	832,65	433,9681	813,4658	8610			

Abb. 11-34: Optimierte Materialkarte 58 für Trigger (45°FW / 0 % SF)

MID	RO	EA	EB	EC	PRBA	TAU1	GAMMA1
2	1,4923E-9	108000	85724	85724	0.2		
GAB	GBC	GCA	SLIMT1	SLIMC1	SLIMT2	SLIMC2	SLIMS
41635,53	41635,53		0,1	0,1	0,1	0,13	0,425
AOPT	TSIZE	ERODS	SOFT	FS			
3		0,302		0			
XP	YP	ZP	A1	A2	A3		
V1	V2	V3	D1	D2	D3	BETA	
1							
E11C	E11T	E22C	E22T	GMS			
1,6787E-2	3,1818E-2	1,5681E-2	1,5577E-2	5,463E-2			
XC	XT	YC	YT	SC			
2449,65	5764,58	2056,339	1853,484	5565			

Abb. 11-35: Optimierte Materialkarte 58 für Rohrkörper (45°FW / 0 % SF)

MID	EXCL	MXPRES	MNEPS				
1							
MNPRES	SIGP1	SIGVM	MXEPS	EPSSH	SIGTH	IMPULSE	FAILTM
			0,406891				

Abb. 11-36: Optimierte MAT_ADD_EROSION-Karte für den Trigger (45°FW / 0 % ST)

MID	EXCL	MXPRES	MNEPS				
2							
MNPRES	SIGP1	SIGVM	MXEPS	EPSSH	SIGTH	IMPULSE	FAILTM
			0,378419				

Abb. 11-37: Optimierte MAT_ADD_EROSION-Karte für den Rohrkörper (45°FW / 0 % ST)

Impressum

Herausgeber	FAT Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. Behrenstraße 35 10117 Berlin Telefon +49 30 897842-0 Fax +49 30 897842-600 www.vda-fat.de
ISSN	2192-7863
Copyright	Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT) 2013

VDA

Verband der
Automobilindustrie

FAT

Forschungsvereinigung
Automobiltechnik

Behrenstraße 35
10117 Berlin
www.vda.de
www.vda-fat.de