

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Fakultät für Maschinenwesen

Lehrstuhl für Leichtbau

Crash- und Bruchverhalten von Kunststoffen im
Fußgängerschutz von Fahrzeugen

Andreas Koukal

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

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler

Prüfer der Dissertation: 1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Horst Baier

2. Univ.-Prof. Dr. med., Dr.-Ing. habil. Erich Wintermantel

Die Dissertation wurde am 09.01.2014 bei der Technischen Universität München eingereicht
und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 07.05.2014 angenommen.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen des Kooperationsprojektes INI.TUM zwischen dem Lehrstuhl für Leichtbau der Technischen Universität München und der Abteilung Fußgängerschutz der Audi AG in Ingolstadt.

Mein besonderer Dank geht an meinen Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Horst Baier für die fachlichen Anregungen und die vertrauensvolle Zusammenarbeit. Hr. Prof. Dr. med. Dr.-Ing. habil. Erich Wintermantel danke ich für die Übernahme des Koreferates und Hr. Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Darüber hinaus möchte ich mich bei meinem Betreuer bei Audi, Herrn Dr. Dominic Seibert bedanken, der mir bei Fragen mit wertvollen Ratschlägen und Anregungen stets zur Seite stand und so zum Erfolg meiner Arbeit maßgeblich beigetragen hat. Darüber hinaus möchte ich mich bei allen Kollegen der Abteilung Fußgängerschutz der Audi AG für die freundliche und tatkräftige Unterstützung bedanken.

Im Rahmen meiner Promotion wurde ich von Studenten unterstützt deren Praktika, Semester- und Abschlussarbeiten ich betreute. Mein besonderer Dank gilt dabei Andreas Ickes, Hubert Zotz, Renate Böswald, Matthias Krings, Kathrin Schmitt, Christian Teichmann und Weizhi Du.

In meiner Promotion habe ich intensiv mit dem SIMLab-Institut der NTNU Trondheim und der VW-Konzernforschung zusammen gearbeitet. Dabei möchte ich mich bei Herrn Prof. Arild Holm Clausen, Anne Serine Ognedal Ph.D., Virgile Delhaye Ph.D. und Dr. Lars Greve recht herzlich für die gute Zusammenarbeit bedanken.

Ein weiterer Dank gehört all meinen Freunden, die mich während meines Studiums und meiner Promotion unterstützt und ermutigt haben.

Nicht zuletzt möchte ich mich auch ganz herzlich bei meiner Familie bedanken.

Ingolstadt, im Dezember 2013

Andreas Koukal

Kurzfassung

Das Ziel der Arbeit ist es, das Crash- und Bruchverhalten von Kunststoffen für den Fußgängerschutz von Fahrzeugen zu untersuchen. In den für den Fußgängerschutz relevanten Bauteilen werden in erster Linie unverstärkte oder kurz- und langglasfaserverstärkte thermoplastische Kunststoffe verwendet. Daher wird sich in dieser Arbeit auch auf diese Werkstoffe beschränkt.

Die Fußgängerschutzentwicklung befasst sich mit der Kollision eines Fußgängers mit einem Fahrzeug. Das Ziel ist es den Fußgänger dabei bestmöglich zu schützen. Für die Auslegung werden Versuche und Simulationen durchgeführt, wobei die Simulation wegen der Kosten und Zeitersparnis immer mehr an Bedeutung gewinnt. Für die Simulation muss das Werkstoffverhalten der Bauteile in Form von Werkstoffmodellen vorgegeben werden. Für Kunststoffe ist die Beschreibung des Werkstoff- und Bruchverhaltens für die Simulation noch nicht ausreichend. Das Ziel dieser Arbeit ist es dies weiter zu verbessern. Es werden dafür Untersuchungen auf den drei Ebenen, dem Werkstoff, der Komponente und dem Gesamtfahrzeug durchgeführt.

Die Basis der Arbeit bildet eine umfassende auf die Randbedingungen des Fußgängerschutzes angepasste Werkstoffcharakterisierung. Bei einem Fußgängerschutztest werden die Bauteile unter hohen Belastungsgeschwindigkeiten hauptsächlich auf Biegung belastet. Die Bauteile bestehen in erster Linie aus unverstärktem Polypropylen und Varianten mit variierendem Faseranteil. Um den Einfluss des Faseranteils auf die mechanischen Eigenschaften zu untersuchen, wird ein unverstärktes Polypropylen und jeweils eine Variante mit 10% und 30% Glasfaseranteil ausgewählt. Die drei Werkstoffe werden auf ihre Richtungsabhängigkeit (Anisotropie), Dehnratenabhängigkeit, Belastungsabhängigkeit und ihr Versagen hin untersucht. Der unverstärkte Kunststoff ist isotrop. Über dem Faseranteil nimmt die Anisotropie zu, die Dehnratenabhängigkeit ab und eine Belastungsabhängigkeit zeigen alle drei Werkstoffe. Die Bruchdehnung nimmt vom Unverstärkten hin zum Faserverstärkten deutlich ab. Innerhalb der faserverstärkten Varianten ist die Abnahme der Bruchdehnung moderat.

Für die Simulation wird für den unverstärkten Kunststoff das SIMLab-Modell ausgewählt und für die faserverstärkten das VW-Modell. Es wird eine Parameteridentifikation entwickelt, mit der die Werkstoffparameter optimal aus den Ergebnissen der Werkstoffcharakterisierung bestimmt werden können. Dazu werden die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen analytisch hergeleitet. Die Ergebnisse werden verifiziert und so nachgewiesen, dass es sich dabei um das globale Optimum handelt und die Parameteridentifikation effizient ist. Anhand von Simulationen mit Eielementen wird gezeigt, dass die Implementierung der Werkstoffmodelle in den expliziten FEM-Code PAM-CRASH fehlerfrei ist und auch die analytisch hergeleiteten Werkstoffantworten der Parameteridentifikation richtig sind. Die Werkstoffmodelle werden um ein Bruchkriterium (FGS-Bruchkriterium) erweitert, das sich an den Fußgängerschutzanforderungen orientiert.

Um die neuen Werkstoffmodelle und das Bruchkriterium zu validieren, werden Komponentenversuche und -simulationen durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist an den Fußgängerschutztest angelehnt. Belastet wird die für den Fußgängerschutz wichtige Komponente „Lower Stiffener“. Die neuen Werkstoffmodelle können die Versuchsergebnisse sowohl im Verlauf als auch bei den Maximalwerten sehr gut wiedergeben. In der Simulation des Lower Stiffeners ergeben sich an den Einspannstellen und den Kontaktstellen zwischen Impaktor und Lower Stiffener wegen der numerischen Modellierung unrealistisch hohe Dehnungen. An

diesen Stellen zeigt auch das FGS-Bruchkriterium unrealistische Werte an. Werden diese Bereiche bei der Betrachtung ausgenommen kann das FGS-Bruchkriterium sowohl den Bruchort als auch den Bruchzeitpunkt für die Komponentenversuche sehr robust vorher-sagen.

Im letzten Schritt werden die Werkstoffmodell und das Bruchkriterium auf der Gesamtfahr-zeugebene validiert. Dazu werden je ein Versuch mit dem WG17-Beinimpaktor und dem neuen FlexPLI-Beinimpaktor auf den aktuellen Audi A6 betrachtet. Das Simulationsmodell wird aus der Fußgängerschutzentwicklung übernommen. Bei dem Versuch mit dem WG17-Beinimpaktor können die Maximalwerte der Bewertungskriterien mit dem neuen Werkstoffmodell im Vergleich zur Standardsimulation besser abgebildet werden. Bei dem FlexPLI-Beinimpaktor sind fünf der acht Bewertungskriterien mit dem neuen Werkstoffmodell besser wiedergegeben. Der Lower Stiffener ist nur bei dem WG17-Beinimpaktorversuch gebrochen. Der Bruch kann mit dem FGS-Bruchkriterium an allen Bruchstellen des Lower Stiffeners vorhergesagt werden.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	III
Kurzfassung	V
Inhaltsverzeichnis	VII
Abbildungsverzeichnis	XI
Tabellenverzeichnis	XV
Formelzeichenverzeichnis	XVI
Abkürzungsverzeichnis	XXI
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Zielsetzung	5
1.3 Struktur der Arbeit.....	6
2 Stand der Technik und Wissenschaft	9
2.1 Kunststoffe als Konstruktionswerkstoff.....	9
2.2 Mechanisches Verhalten von Kunststoffen	11
2.2.1 Randbedingungen aus dem Fußgängerschutz.....	11
2.2.2 Unverstärkte thermoplastische Kunststoffe	12
2.2.3 Kurz- und langglasfaserverstärkte thermoplastische Kunststoffe	14
2.3 Charakterisierung des mechanischen Verhaltens von Kunststoffen	16
2.3.1 Genormte Werkstoffversuche	16
2.3.2 Herausforderungen bei der Werkstoffcharakterisierung	17
2.3.2.1 Große Dehnungen und Lokalisierung.....	17
2.3.2.2 Hohe Dehnraten.....	18
2.3.2.3 Belastungsabhängigkeit	19
2.3.3 Bestimmung des hochdynamischen Verhaltens von Werkstoffen mit dem Impetus-Pendel.....	20
2.4 Modellierung des mechanischen Verhaltens von Kunststoffen.....	21
2.4.1 Kontinuumsmechanische Grundlagen	21

2.4.1.1	Dehnungen	22
2.4.1.2	Spannungen.....	25
2.4.1.3	Stoffgesetze	27
2.4.2	Modelle zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von unverstärkten Kunststoffen.....	28
2.4.2.1	SAMP-Modell	29
2.4.2.2	Junginger-Modell.....	30
2.4.2.3	SIMLab-Modell.....	31
2.4.3	Modelle zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von kurz- und langglasfaserverstärkten Kunststoffen	34
2.4.3.1	Grundlagen zur Faserorientierung.....	34
2.4.3.2	Werkstoffmechanische Ansätze	37
2.4.3.3	Werkstoffmodell für glasfaserverstärkte Kunststoffe der Volkswagen Konzernforschung.....	39
2.5	Identifikation der Parameter von Werkstoffmodellen	41
2.6	Zusammenfassung des aktuellen Wissenstandes.....	44
2.7	Wissenschaftliche Fragestellungen.....	47
3	Versuche zur Werkstoffcharakterisierung.....	49
3.1	Definition der Werkstoffcharakterisierung.....	49
3.1.1	Auswahl relevanter Kunststoffe	50
3.1.2	Untersuchung des charakteristischen Arbeitsbereichs	51
3.1.3	Planung der Werkstoffversuche	53
3.1.4	Definition der Probekörper	54
3.1.5	Prozess der Versuchsauswertung.....	56
3.2	Ergebnisse der Werkstoffcharakterisierung.....	59
3.2.1	Mechanisches Verhalten unter einachsiger Zugbelastung	59
3.2.2	Mechanisches Verhalten unter einachsiger Druckbelastung	64
3.2.3	Mechanisches Verhalten unter einachsiger Schubbelastung	66
3.2.4	Untersuchung der Belastungsabhängigkeit.....	67

3.2.5	Untersuchung des Bruchverhaltens	70
3.3	Zusammenfassung der Ergebnisse der Werkstoffcharakterisierung.....	73
4	Simulationen zur Werkstoffcharakterisierung	75
4.1	Auswahl der Werkstoffmodelle für die Simulation	75
4.2	Parameteridentifikation der Werkstoffmodelle	76
4.2.1	Prinzip der Parameteridentifikation	76
4.2.2	Parameteridentifikation für das SIMLab-Modell.....	77
4.2.2.1	Vorstellung des Werkstoffmodells	78
4.2.2.2	Bestimmung der Startwerte.....	80
4.2.2.3	Herleitung der Systemgleichungen.....	84
4.2.2.4	Definition der Optimierungsstrategie	88
4.2.2.5	Ergebnisse der Parameteridentifikation für das SIMLab-Modell	89
4.2.3	Parameteridentifikation für das VW-Modell	91
4.2.3.1	Vorstellung des Werkstoffmodells	91
4.2.3.2	Bestimmung der Startwerte.....	92
4.2.3.3	Herleitung der Systemgleichungen.....	96
4.2.3.4	Definition der Optimierungsstrategie	100
4.2.3.5	Ergebnisse der Parameteridentifikation für das VW-Modell.....	101
4.2.4	Verifikation der Ergebnisse der Parameteridentifikation	103
4.3	Werkstoffsimulation mit Enelementen	107
4.4	Bruchkriterium für Crashbeanspruchung von Kunststoffen.....	111
4.5	Zusammenfassung der Simulationsergebnisse.....	113
5	Validierung der Werkstoffmodelle anhand eines Fußgängerschutz-	
	Funktionsbauteils	115
5.1	Bauteilauswahl und Analyse der Randbedingungen	115
5.2	Definition der Komponentenversuche	118
5.2.1	Entwicklung des Versuchsaufbaus.....	118
5.2.2	Planung des Versuchsumfangs	119
5.2.3	Plausibilisierung der Messergebnisse	120

5.2.4	Darstellung und Diskussion der Versuchsergebnisse.....	121
5.3	Simulation des Komponentenversuchs	125
5.3.1	Modellierung des Komponentenversuchs	125
5.3.2	Verifikation des Simulationsmodells.....	127
5.3.3	Integration der Faserorientierung.....	128
5.4	Vergleich zwischen Komponentensimulation und -versuch.....	130
5.5	Zusammenfassung der Ergebnisse auf Komponentenebene	135
6	Validierung der Werkstoffmodelle anhand ausgewählter Fußgängerschutz- Gesamtfahrzeugtests.....	137
6.1	Vorstellung der Fußgängerschutz-Beinimpaktoren	137
6.2	Auswahl der Gesamtfahrzeugversuche.....	140
6.3	Simulation der Gesamtfahrzeugversuche	141
6.4	Vergleich zwischen Gesamtfahrzeugsimulation und -versuch.....	142
6.4.1	Ergebnisse für den WG17-Beinimpaktor	142
6.4.2	Ergebnisse für den FlexPLI-Beinimpaktor.....	144
6.5	Zusammenfassung der Ergebnisse auf Gesamtfahrzeugebene	146
7	Zusammenfassung und Ausblick	147
8	Anhang	151
8.1	Technische Zeichnungen der Probekörper	151
9	Literaturverzeichnis	153

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1: Übersicht über die passive Sicherheit [8]	1
Abbildung 1.2: Fußgängerschutz-Impaktoren [8]	2
Abbildung 1.3: Der Fußgängerschutz im Produktentwicklungsprozess [71]	3
Abbildung 1.4: Stoßfängersystem und die Lastpfade im Fußgängerschutz [71].....	3
Abbildung 1.5: Vergleich zwischen Versuch und Simulation eines Beinimpaktor-Tests	4
Abbildung 1.6: Bruch eines fußgängerschutzrelevanten Kunststoffbauteils	4
Abbildung 1.7: Vergleich WG17-Beinimpaktor (links) und FlexPLI-Impaktor (rechts).....	5
Abbildung 1.8: 3-Ebenen-Modell	6
Abbildung 2.1: Werkstoffverteilung im Audi A6 2.0 TFSI nach VDA 231-106 [8].....	9
Abbildung 2.2: Typisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten eines Kunststoffs [5]	12
Abbildung 2.3: Scherbandfließen und Crazebildung [40]	13
Abbildung 2.4: Werkstoffverhalten unter Zugbelastung in Abhängigkeit von der Faserorientierung [29]	14
Abbildung 2.5: Das GOM Aramis-System (links) [54] und ein Messergebnis (rechts)	18
Abbildung 2.6: Impetus-Pendel [55].....	20
Abbildung 2.7: Körper im Galileischen Raum-Zeit-Kontinuum angelehnt an Wall [76]	22
Abbildung 2.8: Typisches Werkstoffverhalten am Beispiel des einachsigen Zuges.....	27
Abbildung 2.9: Fließfläche des SAMP-Modells [35]	29
Abbildung 2.10: Fließfläche und das plastische Potenzial des Junginger Modells im q- p-Spannungsraum [40].....	30
Abbildung 2.11: SIMLab-Modell.....	31
Abbildung 2.12: Lagenaufbau bei gespritzten kurzglasfaserverstärkten Kunststoffplatten [59].....	34
Abbildung 2.13: Darstellung des Faserorientierungstensors	35
Abbildung 2.14: Faserorientierung im Lower Stiffener	36
Abbildung 2.15: VW-Modell	39
Abbildung 2.16: Prinzip einer Parameteridentifikation.....	41
Abbildung 2.17: Analytische (oben) und numerische Methode (unten)	43
Abbildung 3.1: Lower Stiffener und dessen Einbaulage am Beispiel des aktuellen Audi A6.....	49
Abbildung 3.2: Übersicht der Werkstoffe des Fußgängerschutzbauteils Lower Stiffener der aktuellen Audi Modelle	50
Abbildung 3.3: Plastische Dehnrates im Lower Stiffener	51
Abbildung 3.4: Spannungen in X-Richtung auf der Schalenoberseite, -mitte und - unterseite	52

Abbildung 3.5: Versuchsplan für die Werkstoffcharakterisierung	53
Abbildung 3.6: Definition der Richtungen.....	54
Abbildung 3.7: Faserorientierung in der Probekörperplatte aus einer Spritzgießsimulation und zulässiger Bereich für Probeentnahme (rot)	55
Abbildung 3.8: Probekörper für den Zug-, Druck- und Schubversuch	55
Abbildung 3.9: Auswertebereiche für den Zug- und Schubversuch.....	56
Abbildung 3.10: Ablauf der Versuchsauswertung am Beispiel der Zugprobe	57
Abbildung 3.11: Zugversuch – Anisotropie (Richtungsabhängigkeit)	59
Abbildung 3.12: Zugversuch – Normierte Anisotropie	60
Abbildung 3.13: Normierte Anisotropie als Funktion des Faseranteils	61
Abbildung 3.14: Zugversuch – Dehnratenabhängigkeit.....	61
Abbildung 3.15: Zugversuch – Normierte Dehnratenabhängigkeit	62
Abbildung 3.16: Zugversuch – Normierte Dehnratenabhängigkeit als Funktion des Faseranteils	62
Abbildung 3.17: Zugversuch – Querkontraktion	63
Abbildung 3.18: Zugversuch – Volumendehnung	63
Abbildung 3.19: Faserlage in der 90°-Probe und deren Behinderung der Querdehnung.....	64
Abbildung 3.20: Druckversuch – Anisotropie (Richtungsabhängigkeit)	64
Abbildung 3.21: Druckproben und deren Schichtaufbau (links) und Schichtaufbau in einer Platte (rechts) [46]	65
Abbildung 3.22: Druckversuch – Dehnratenabhängigkeit	65
Abbildung 3.23: Schubversuch – Anisotropie	66
Abbildung 3.24: Faserlage in der Schubprobe und der Mohr'sche Spannungskreis	66
Abbildung 3.25: Schubversuch – Dehnratenabhängigkeit.....	67
Abbildung 3.26: Belastungsabhängigkeit – Quasistatisch in 0°-Richtung.....	68
Abbildung 3.27: Belastungsabhängigkeit – Dehnraten 0.001 und $1 \frac{1}{s}$ in 0°-Richtung	68
Abbildung 3.28: Belastungsabhängigkeit – Anisotropie in 0°Richtung bei $0.001 \frac{1}{s}$	69
Abbildung 3.29: Druckversagen des PP LGF30.....	70
Abbildung 3.30: Bruch des unverstärkten Kunststoffes PP	70
Abbildung 3.31: Bruch des PP LGF10	71
Abbildung 3.32: Bruch des PP LGF30	71
Abbildung 3.33: Normierte Bruchdehnung als Funktion des Faseranteils	72
Abbildung 3.34: Dehnratenabhängigkeit und Anisotropie der Kunststoffe abhängig vom Faseranteil	73
Abbildung 4.1: SIMLab-Modell.....	78
Abbildung 4.2: Einfluss der Werkstoffparameter bei dem SIMLab-Modell.....	79
Abbildung 4.3: Considère-Kriterium	80
Abbildung 4.4: Lineare Regression des Dehnratenparameters C	81

Abbildung 4.5: Bestimmung der elastischen und plastischen Querkontraktion	83
Abbildung 4.6: Optimierungsstrategie für die Parameteridentifikation des SIMLab-Modells.....	88
Abbildung 4.7: Zielfunktion über den Iterationen.....	89
Abbildung 4.8: Vergleich der analytischen Werkstoffantworten mit den Versuchsergebnissen.....	90
Abbildung 4.9: Rheologisches Ersatzmodell für das VW-Modell und enthaltene Werkstoffparameter	91
Abbildung 4.10: Einfluss der Werkstoffparameter beim VW-Modell	92
Abbildung 4.11: Bestimmung von C und σ_{S0}	95
Abbildung 4.12: Optimierungsstrategie für die Parameteridentifikation des VW-Modells	100
Abbildung 4.13: Zielfunktion über den Iterationen für PP LGF10	101
Abbildung 4.14: Ergebnisse der Parameteridentifikation und Validierung für PP LGF10.....	102
Abbildung 4.15: Zielfunktion über den Iterationen für PP LGF30	102
Abbildung 4.16: Ergebnisse der Parameteridentifikation und Validierung für PP LGF30.....	103
Abbildung 4.17: Überprüfung des globalen Optimums.....	104
Abbildung 4.18: Enelemente und deren Deformation.....	107
Abbildung 4.19: Enelemente mit den blockierten (schwarz), freien (grün) und mit Randbedingungen beaufschlagten (rot) Freiheitsgraden	108
Abbildung 4.20: Vergleich zwischen den analytischen und simulierten Ergebnissen für PP	109
Abbildung 4.21: Vergleich zw. den analytischen und simulierten Ergebnissen für PP LGF10	109
Abbildung 4.22: Vergleich zw. den analytischen und simulierten Ergebnissen für PP LGF30	109
Abbildung 4.23: Bruchdehnungen aus der Werkstoffcharakterisierung.....	112
Abbildung 5.1: Beinanprall am Beispiel des Audi A6 Simulationsmodells	116
Abbildung 5.2: Auswertung der inneren Energie der Bauteile beim Beinanprall.....	116
Abbildung 5.3: Lower Stiffener undeformiert und maximal deformiert	117
Abbildung 5.4: Versuchsaufbau für die Komponentenversuche.....	118
Abbildung 5.5: Prinzipmodell des Komponentenversuchs	119
Abbildung 5.6: Vergleich des Kraftsignals aus der Kraftmessdose und dem berechneten des Beschleunigungssensor	120
Abbildung 5.7: Kraftmessung für PP bei 15 km/h an den Positionen Y0 und Y160.....	121
Abbildung 5.8: Lage des Bruchs für PP bei 15 km/h an den Positionen Y0 und Y160	121
Abbildung 5.9: Kraftmessung für PP bei 20 km/h an den Positionen Y0 und Y160.....	122
Abbildung 5.10: Lage des Bruchs für PP bei 20 km/h an den Positionen Y0 und Y160	122

Abbildung 5.11: Kraftmessung für PP LGF30 bei 20 km/h an den Positionen Y0 und Y160.....	123
Abbildung 5.12: Kraftmessung für PP LGF30 bei 25 km/h an den Positionen Y0 und Y160.....	124
Abbildung 5.13: Lage des Bruchs für PP LGF30 bei 25 km/h an den Positionen Y0 und Y160.....	124
Abbildung 5.14: Simulationsmodell des Komponentenversuches	125
Abbildung 5.15: Realer Impaktor (links) und das Simulationsmodell (rechts)	126
Abbildung 5.16: Energieverläufe und Zeitschritt.....	127
Abbildung 5.17: Mapping des Orthotropievektors	129
Abbildung 5.18: Darstellung der Orthotropievektors in ANSA	129
Abbildung 5.19: Vergleich von Versuch und Simulation für PP bei 15 km/h bei Y0 und Y160.....	130
Abbildung 5.20: Vergleich von Versuch und Simulation für PP bei 20 km/h bei Y0 und Y160.....	130
Abbildung 5.21: Vergleich der Versuchsergebnisse für PP mit 20 km/h für das FGS-Bruchkriterium bei Y0	131
Abbildung 5.22: Vergleich der Versuchsergebnisse für PP mit 20 km/h für das FGS-Bruchkriterium bei Y160	132
Abbildung 5.23: Vergleich von Versuch und Simulation für PP LGF30 mit 20 km/h bei Y0 und Y160	132
Abbildung 5.24: Vergleich von Versuch und Simulation für PP LGF30 mit 25 km/h bei Y0 und Y160	133
Abbildung 5.25: Vergleich der Versuchsergebnisse für PP LGF30 mit 25 km/h für das FGS-Bruchkriterium bei Y0.....	133
Abbildung 5.26: Vergleich der Versuchsergebnisse für PP LGF30 mit 25 km/h für das FGS-Bruchkriterium bei Y160.....	134
Abbildung 6.1: Ablauf einer Fußgängerkollision [71].....	138
Abbildung 6.2: WG17-Beinimpaktor (links) und FlexPLI (rechts)	138
Abbildung 6.3: Bruch des Lower Stiffener beim Versuch mit dem WG17-Beinimpaktor.....	140
Abbildung 6.4: Simulationsmodell des Audi A6 mit dem WG17-Beinimpaktor	141
Abbildung 6.5: Vergleich zwischen Gesamtfahrzeugversuch, dem Simulationsmodell mit dem Standard- und dem VW-Modell für den WG17-Beinimpaktor	142
Abbildung 6.6: Auswertung des FGS-Bruchkriteriums	143
Abbildung 6.7: Vergleich der Tibia-Momente des neuen FlexPLI Beinimpaktor zwischen dem Versuch, der Standardsimulation und der Simulation mit dem neuen VW-Modell.....	144
Abbildung 6.8: Vergleich der Knieligamente des neuen FlexPLI Beinimpaktor zwischen dem Versuch, der Standardsimulation und der Simulation mit dem neuen VW-Modell.....	145

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Eigenschaften von Glasfasern [39].....	14
Tabelle 2.2: Genormte Werkstoffversuche für Kunststoffe.....	16
Tabelle 2.3: Übersicht der Prüfmaschinen anhand des realisierbaren Dehnratenbereiches	19
Tabelle 2.4: Einfache Belastungszustände und beispielhafte Probengeometrien	19
Tabelle 3.1: Vergleich der Mittelwerte der normierten Anisotropie	60
Tabelle 3.2: Mittelwerte der normierten Dehnratenabhängigkeit	62
Tabelle 3.3: Vergleich der Mittelwerte der Bruchdehnung der drei Werkstoffe	72
Tabelle 4.1: Ergebnis der Parameteridentifikation mit dem unverstärkten PP für das SIMLab-Modell	90
Tabelle 4.2: Spannungs- und Dehnungszustände	96
Tabelle 4.3: Ergebnis der Parameteridentifikation für PP LGF10.....	101
Tabelle 4.4: Ergebnis der Parameteridentifikation für PP LGF30.....	102
Tabelle 4.5: Ergebnisse der SIMLab-Parameteridentifikation	104
Tabelle 4.6: Verifikation der SIMLab-Parameteridentifikation.....	105
Tabelle 4.7: Ergebnisse der VW-Parameteridentifikation.....	106
Tabelle 4.8: Verifikation der VW-Parameteridentifikation	106
Tabelle 4.9: Kategorien für das FGS-Bruchkriterium	112
Tabelle 4.10: Werte für die kritische Vergleichsbruchdehnung	112
Tabelle 5.1: Versuchsmatrix	119
Tabelle 5.2: Vergleich der realen Bauteilmassen mit denen der Simulation.....	127
Tabelle 6.1: Vergleich der Bewertungskriterien des WG17-Beinimpaktors (Maxima).....	142
Tabelle 6.2: Vergleich der Bewertungskriterien des FlexPLI-Beinimpaktors (Maxima).....	145

Formelzeichenverzeichnis

Notation von Skalaren, Vektoren und Tensoren

a, A	Skalar
\vec{a}, \vec{A}	Vektor
\mathbf{a}, \mathbf{A}	Tensor

Lateinische Buchstaben

\mathbf{a}	[-]	Faserorientierungstensor
a_{ij}	[-]	Komponenten des Faserorientierungstensors
a_{imp}	[m/s ²]	Beschleunigung des Impaktors
A_0	[m]	Anfangsquerschnitt
\mathbf{B}	[-]	Linker Cauchy-Green-Deformationstensor
\mathbf{B}^*	[-]	Transversaler linker Cauchy-Green-Deformationstensor
b_i	[kg/ms ²]	Komponenten des Rückspannungstensors
\mathbf{C}	[-]	Rechter Cauchy-Green-Deformationstensor
$\mathbf{C}_{trans,iso}$	[-]	Transversal isotroper Steifigkeitstensor
C	[-]	Dehnratenverfestigungsparameter
C_R	[kg/ms ²]	Initial Stiffness
d	[kg/ms ²]	Kohäsion des Junginger-Modells
d	[m]	Durchmesser des Druckprobekörpers
d_0	[m]	Anfangsdurchmesser des Druckprobekörpers
\mathbf{E}	[-]	Green-Lagrange-Verzerrungstensor
E_{ij}	[-]	Komponenten des Green-Lagrange-Verzerrungstensors
E	[kg/ms ²]	E-Modul
E_{11}	[kg/ms ²]	E-Modul in die 1-Richtung
E_{22}	[kg/ms ²]	E-Modul in die 2-Richtung
\mathbf{e}	[-]	Euler-Almansi-Verzerrungstensor
$\tilde{\mathbf{e}}$	[-]	Deviatorischer Anteil des Verzerrungstensors
\mathbf{F}	[-]	Deformationsgradient
F	[-]	Hill-Parameter
F	[kgm/s ²]	Kraft
F_{KM}	[kgm/s ²]	Gemessene Kraft der Kraftmessdose
f	[-]	Fließfläche
f_D	[-]	Fließfläche des Junginger-Modells für Druck

f_Z	[-]	Fließfläche des Junginger-Modells für Zug
g	[-]	Plastisches Potenzial
g_j	[-]	Ungleichheitsrestriktionen
G	[-]	Hill-Parameter
G	[kg/ms ²]	Schubmodul
G_{12}	[kg/ms ²]	Orthotroper Schubmodul
h_i	[-]	Gleichheitsrestriktionen
h_0	[m]	Anfangshöhe des Auswertebereiches des Schubprobekörpers
H_R	[-]	Verfestigungsparameter
H	[-]	Hill-Parameter
I	[-]	Identitätstensor
$I_{1,2,3}$	[-]	Invarianten des Spannungstensors
$I_{1,2,3}^{\varepsilon}$	[-]	Invarianten des Verzerrungstensors
J	[-]	Determinante des Deformationsgradienten
$J_{1,2,3}$	[-]	Invarianten des deviatorischen Anteils des Spannungstensors
$J_{1,2,3}^{\varepsilon}$	[-]	Invarianten des deviatorischen Anteils des Verzerrungstensors
k	[kg/ms ²]	Kohäsion des Junginger-Modells
l_0	[m]	Länge des Proportionalitätsbereichs des Zugprobekörpers
N	[-]	Hill-Parameter
m	[kg]	Masse
m_F	[kg]	Masse der Führungsstange
m_{KM}	[kg]	Masse der Kraftmessdose
m_{LS}	[kg]	Masse des Lower Stiffeners
m_R	[kg]	Masse der Impaktorrohre
m_S	[kg]	Masse der Impaktorschäume
p	[kg/ms ²]	Hydrostatischer Druck
P	[-]	Werkstoffparameter
q	[kg/ms ²]	Vergleichsspannung
R	[-]	Verfestigung
s	[-]	Deviatorischer Anteil des Spannungstensors
S_k	[-]	Simulationsergebnisse an den Stützstellen
t	[s]	Zeit
t_0	[m]	Dicke des Zug- und Schubprobekörpers
u	[m]	Verschiebungen
u_T	[m]	Weg der Traverse der Prüfmaschine

v	[m/s]	Geschwindigkeit
v_{Abzug}	[m/s]	Abzugsgeschwindigkeit
v_0	[m/s]	Anfangsgeschwindigkeit
w_i	[-]	Gewichtung der Stützstellen
w_0	[m]	Breite des Zugprobekörpers
V_k	[-]	Versuchsergebnisse an den Stützstellen
z	[-]	Zielfunktion
\vec{x}	[-]	Momentanpunktvektor
$\vec{\chi}$	[-]	Vektor der Designvariablen
$\vec{\chi}_{lb}$	[-]	Vektor der unteren Grenzen der Designvariablen
$\vec{\chi}_{ub}$	[-]	Vektor der oberen Grenzen der Designvariablen
\vec{X}	[-]	Materialpunktvektor

Griechische Buchstaben

α	[-]	Zug-Druck-Asymmetrie der Sättigungsspannung
β	[-]	Parameter der plastischen Volumendehnung
β_D	[°]	Reibungswinkel des Junginger-Modells für Druck
β_Z	[°]	Reibungswinkel des Junginger-Modells für Zug
γ	[-]	Scherung, Scherwinkel
ε	[-]	Verzerrung
$\boldsymbol{\varepsilon}$	[-]	Verzerrungstensor
ε_{ij}	[-]	Komponenten des Verzerrungstensors
$\bar{\varepsilon}$	[-]	Vergleichsdehnung
$\boldsymbol{\varepsilon}_{el}$	[-]	Elastischer Verzerrungstensor
ε_{el}	[-]	Elastische Dehnung
$\boldsymbol{\varepsilon}_{ge}$	[-]	Gesamt-Verzerrungstensor
$\boldsymbol{\varepsilon}_{pl}$	[-]	Plastischer Verzerrungstensor
ε_{pl}	[-]	Plastische Dehnung
$\bar{\varepsilon}_{pl}$	[-]	Plastische Vergleichsdehnung
ε_t	[-]	Technische Dehnung
ε_{T0}	[-]	Quasistatische Fließdehnung
ε_V	[-]	Volumendehnung
$\bar{\varepsilon}_{vM}$	[-]	Vergleichsdehnung nach von Mises

ε_w	[-]	Wahre Dehnung, Hencky-Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	[1/s]	Dehnrade
$\dot{\varepsilon}_0$	[1/s]	Durchschnittliche technische Dehnrade
$\dot{\varepsilon}_{0A}$	[1/s]	Quasistatische Referenzdehnrade
$\dot{\varepsilon}_{pl}$	[1/s]	Plastische Vergleichsdehnrade
$\dot{\varepsilon}_{ref}$	[1/s]	Referenz Vergleichsdehnrade
$\dot{\varepsilon}_w$	[1/s]	Wahre Dehnrade
κ	[kg/ms ²]	Kompressionsmodul
λ	[-]	Lamé'sche Konstante
$\bar{\lambda}$	[-]	Effektiver transversaler Stretch
$\bar{\lambda}$	[-]	Locking Stretch
$\bar{\lambda}_L$	[-]	Effektiver Locking Stretch
μ	[-]	Lamé'sche Konstante
ν	[-]	Querkontraktions- oder Poissonzahl
ν_{12}, ν_{21}	[-]	Orthotrope Querkontraktionszahlen
ν_{el}	[-]	Elastische Querkontraktionszahl
ν_{pl}	[-]	Plastische Querkontraktionszahl
ρ	[kg/m ³]	Dichte
ρ_F	[kg/m ³]	Dichte der Faser
ρ_M	[kg/m ³]	Dichte der Matrix
σ	[kg/ms ²]	Spannung
$\boldsymbol{\sigma}$	[kg/ms ²]	Spannungstensor
$\boldsymbol{\sigma}_{el}$	[kg/ms ²]	Elastischer Spannungstensor
$\boldsymbol{\sigma}_{ge}$	[kg/ms ²]	Gesamt-Spannungstensor
$\boldsymbol{\sigma}_{pl}$	[kg/ms ²]	Plastischer Spannungstensor
σ_{ij}	[kg/ms ²]	Komponenten des Spannungstensors
$\bar{\sigma}$	[kg/ms ²]	Vergleichsspannung
$\sigma_{I,II,III}$	[kg/ms ²]	Hauptspannungen
σ_b	[kg/ms ²]	Spannung modifiziert mit Rückspannungstensor
σ_D	[kg/ms ²]	Druckspannung
$\bar{\sigma}_{Hill}$	[kg/ms ²]	Vergleichsspannung nach Hill
σ_m	[kg/ms ²]	Mittelspannung
σ_S	[kg/ms ²]	Sättigungsspannung
σ_{Schub}	[kg/ms ²]	Schubspannung
σ_{S0}	[kg/ms ²]	Quasistatische Sättigungsspannung

σ_T	[kg/ms ²]	Fließspannung
σ_{T0}	[kg/ms ²]	Quasistatische Fließspannung
$\bar{\sigma}_{vM}$	[kg/ms ²]	Vergleichsspannung nach von Mises
σ_y	[kg/ms ²]	Fließspannung
σ_Z	[kg/ms ²]	Zugspannung
τ	[kg/ms ²]	Kirchhoff Spannung
φ_F	[-]	Faservolumenanteil
φ_{Mohr}	[-]	Winkel im Mohr'schen Spannungskreis
ψ	[°]	Dilatationswinkel
ψ_F	[-]	Fasermassenanteil

Abkürzungsverzeichnis

ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol
ACL	Anterior Cruciate Ligament (Vorderes Kreuzband)
ASTM	American Society for Testing and Materials
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
DMS	Dehnungsmessstreifen
E-Modul	Elastizitätsmodul
EC	European Commission
Euro NCAP	European New Car Assessment Programme
EEVC	European Enhanced Vehicle-Safety Committee
FAT	Forschungsvereinigung Automobiltechnik
FEM	Finite Elemente Methode
FGS	Fußgängerschutz
FlexPLI	Flexible Pedestrian Legform Impactor
GFK	Glasfaser verstärkter Kunststoff
GOM	Gesellschaft für optische Messtechnik
ISO	International Organization for Standardization
JARI	Japan Automobile Research Institute
JAMA	Japan Automobile Manufacturers Association
KGF	Kurzglasfaser
LCL	Lateral Collateral Ligament (Außenband)
LGF	Langglasfaser
MCL	Medial Collateral Ligament (Innenband)
PCL	Posterior Cruciate Ligament (Hinteres Kreuzband)
PE	Polyethylen
PEP	Produktentwicklungsprozess
PP	Polypropylen
PVC	Polyvinylchlorid
SAMP	Semi-Analytical Model for Polymers
SIMLab	Structural Impact Laboratory
UD	Unidirektional
UNECE	United Nations Economic Commission for Europe
VDA	Verband der Automobilindustrie
VW	Volkswagen
WG17	Working Group 17 der EEVC
Y0, Y160	Y-Lage des Impaktor-Schusspunktes im Fahrzeugkoordinatensystem

1 Einleitung

1.1 Motivation

„Die Simulation wird in der Fußgängerschutz-Entwicklung immer wichtiger, jedoch muss deren Genauigkeit gerade für Kunststoffbauteile, die unerwartet brechen, weiter verbessert werden“ [71]. Wenn die Genauigkeit der Simulation von Kunststoffen weiter verbessert wird kann die Anzahl teurer und zeitintensiver Versuche reduziert werden, der Fußgängerschutz eines Fahrzeuges kann optimaler entwickelt werden und es können auch einzelne Bauteile im Hinblick auf den Leichtbau gewichtsoptimierter gestaltet werden, da die vorgehaltenen Sicherheiten gegen Bruch reduziert werden können. Daher ist es wichtig, das Crash- und Bruchverhalten von Kunststoffen für den Fußgängerschutz zu untersuchen und darauf aufbauend die Simulationsmethoden zu verbessern.

Im Folgenden werden die Hintergründe für die oben aufgestellten Thesen ausgehend von einer kurzen Erläuterung des Fußgängerschutzes erklärt und diskutiert.

Das Ziel des Fußgängerschutzes ist, bei einer Kollision zwischen einem Fahrzeug und einem Fußgänger die Verletzungen des Fußgängers möglichst gering zu halten. Der Fußgängerschutz ist daher Teil des Themengebiets der Fahrzeugsicherheit. In der Entwicklung der Fahrzeugsicherheit werden genormte Ersatzlastfälle herangezogen, die ein möglichst breites Spektrum realer Unfälle abdecken. Die Unfallgegner des Fahrzeuges werden dabei durch Barrieren oder Impaktoren ersetzt. In der folgenden Abbildung sind die wichtigsten Lastfälle der Fahrzeugsicherheit am Beispiel des aktuellen Audi A6 dargestellt.



Abbildung 1.1: Übersicht über die passive Sicherheit [8]

Die Anforderungen an den Fußgängerschutz werden unterschieden in Gesetzes- und Verbraucherschutzlastfälle. Die Gesetzeslastfälle sind Teil der Homologation des Fahrzeuges, wohingegen Verbraucherschutztests das Ziel haben, Kunden über die Qualität der entsprechenden Produkte objektiv zu informieren. Beschränkt man sich auf den europäischen Raum ist der aktuelle Fußgängerschutz-Gesetzeslastfall dokumentiert in der EC 78/2009 [26] und EC 631/2009 [25]. Den Verbraucherschutz prüft Euro NCAP nach deren

aktuellen Protokollen [21] und [23]. Beide Prüfungen verwenden Impaktoren, die isolierte Bereiche des menschlichen Körpers nachbilden. Diese werden gegen die Fahrzeugfront geschossen und je nach Impaktor werden verschiedene Größen wie zum Beispiel eine Beschleunigung gemessen, aus denen äquivalente Verletzungskriterien berechnet werden. Anhand dieser wird der Fußgängerschutz bewertet. Eine Übersicht der Fußgängerschutzimpaktoren zeigt Abbildung 1.2. Eine ausführliche Erläuterung der Versuche und deren Auswertung kann den zuvor referenzierten Prüfprotokollen entnommen werden oder übersichtlich bei Kühn et al. [47] recherchiert werden.



Abbildung 1.2: Fußgängerschutz-Impaktoren [8]

In der Auslegung des Fußgängerschutzes nimmt die Simulation eine entscheidende Rolle ein, wie Abbildung 1.3 verdeutlicht. Auf der Abszisse des Diagramms sind die Phasen des Produktentwicklungsprozesses (PEP) aufgetragen. Die Ordinate zeigt qualitativ den in den jeweiligen Phasen betriebenen Entwicklungsaufwand. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Simulation im Vergleich zu den Versuchen das intensiver genutzte Entwicklungswerkzeug ist. Versuche können erst spät im PEP durchgeführt werden, da die dafür benötigten Prototypenbauteile zuvor hergestellt werden müssen. Einzelne Bauteile stehen meist etwas früher zur Verfügung als komplette Fahrzeuge, wodurch einzelne Komponenten bereits vor den Fahrzeugen geprüft werden können. Da die intensive Fußgängerschutz-Entwicklung bereits in der ersten Hälfte der Fahrzeugentwicklung ihren Platz hat, dienen die Versuche lediglich der Validierung der Simulationsergebnisse. Das zeigt deutlich die herausragende Rolle der Simulation in der Fußgängerschutz-Entwicklung.

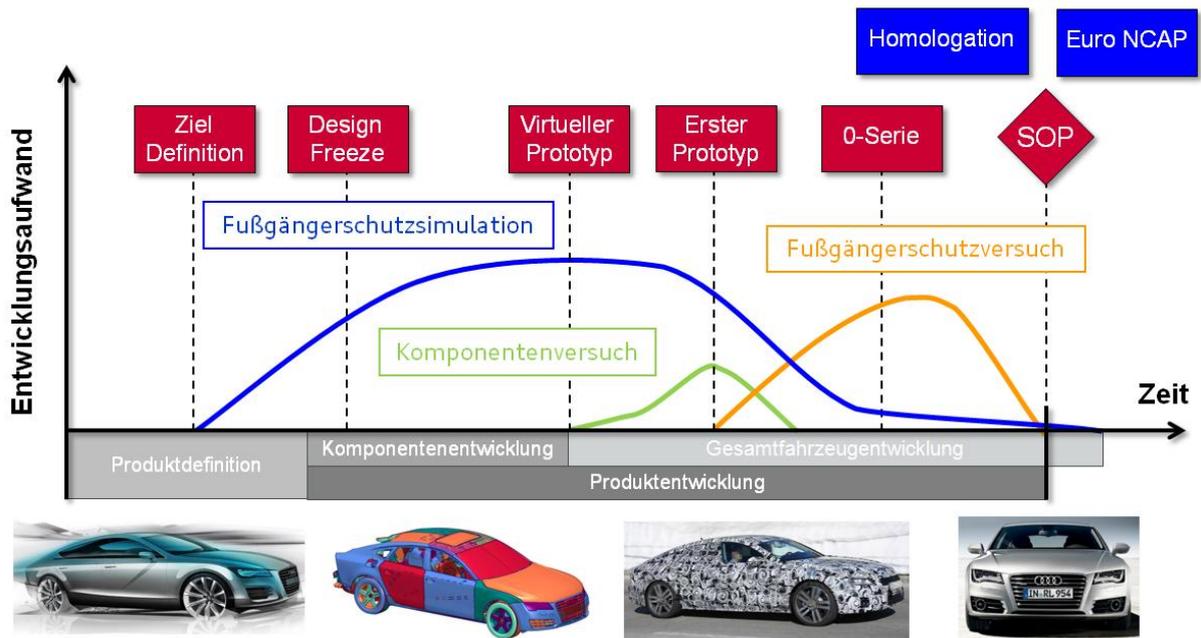


Abbildung 1.3: Der Fußgängerschutz im Produktentwicklungsprozess [71]

Die Simulationen im Fußgängerschutz werden ausschließlich mit der Finiten Elemente Methode (FEM) erstellt. Bei der Audi AG wird hierfür der explizite Solver PAM-CRASH der ESI Group verwendet. Für den Aufbau der Simulationsmodelle muss neben der Diskretisierung der Bauteilgeometrie und der Definition der Randbedingungen auch der jeweilige Werkstoff definiert werden. Im Bereich des Kopfimpaktors sind es primär Bauteile aus metallischen Werkstoffen wie die Frontklappe oder der Kotflügel wie Abbildung 1.2 zeigt. Im Bereich des Beinimpaktors bestehen die relevanten Bauteile jedoch hauptsächlich aus Kunststoffen wie Abbildung 1.4 zeigt. Dabei handelt es sich um thermoplastische Kunststoffe, die entweder keine Verstärkungsstoffe beinhalten oder mit Glasfasern verstärkt werden.

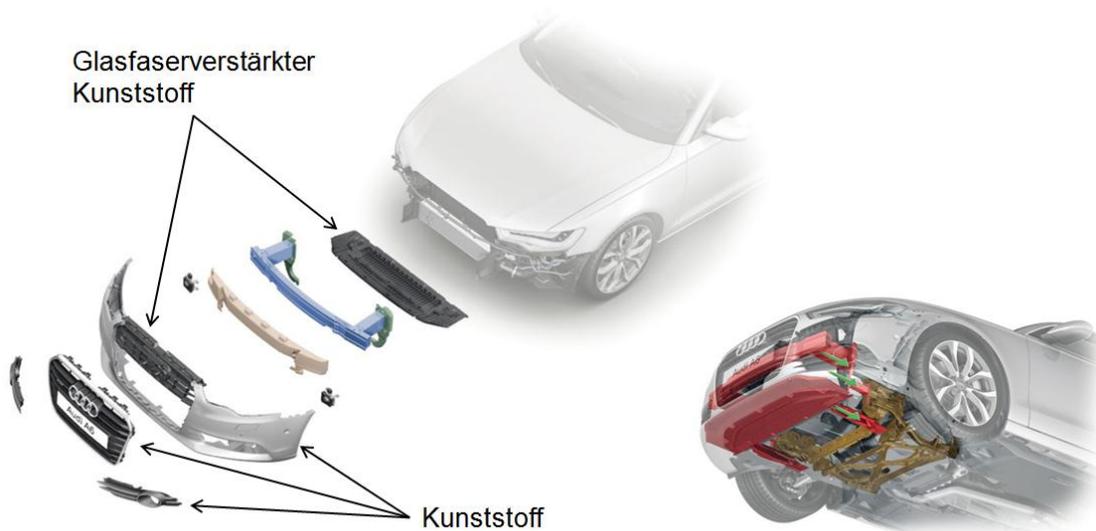


Abbildung 1.4: Stoßfängersystem und die Lastpfade im Fußgängerschutz [71]

Wie in Abbildung 1.3 dargestellt ist, werden in der frühen Entwicklungsphase zunächst Simulationen durchgeführt und damit das Fahrzeug entwickelt. Sobald erste Fahrzeugprototypen zur Verfügung stehen werden damit Versuche durchgeführt und die Simulationsergebnisse validiert. In Abbildung 1.5 ist dieser Vergleich am Beispiel eines Beinimpaktor-Versuchs dargestellt. Zu sehen sind zwei der drei Auswertekriterien des Beinimpaktors, die Tibia-Beschleunigung und die Knie-Biegung. Die roten horizontalen Linien markieren die jeweils zulässigen Obergrenzen der Bewertungskriterien. In der Entwicklung sind derartige Ergebnisse der „Worst Case“. Die Simulationsergebnisse aus der frühen Entwicklungsphase (grün) suggerieren, dass die Grenzwerte nicht erreicht werden. Aufbauend auf diesen Annahmen wird das Fahrzeug weiter entwickelt. Die erst später durchführbaren Versuche (blau) zeigen jedoch, dass die Grenzwerte überschritten werden. Die daraufhin notwendigen konstruktiven Änderungen ziehen meist wegen des bereits weit fortgeschrittenen PEPs hohe Kosten nach sich. Hier sei auf die sogenannte „Zehnerregel“ von Ehrlenspiel et al. [20] verwiesen, nach der sich die Kosten zur Behebung von Fehlern jeweils pro Entwicklungsphase verzehnfachen.

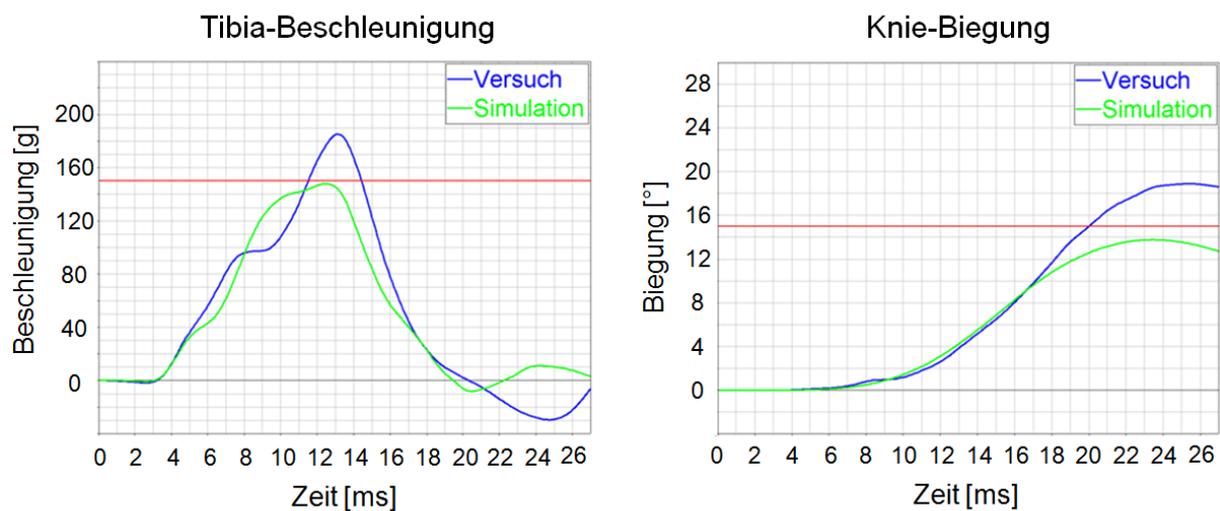


Abbildung 1.5: Vergleich zwischen Versuch und Simulation eines Beinimpaktor-Tests

Untersuchungen zeigen, dass die Unterschiede, wie sie in Abbildung 1.5 dargestellt sind, durch den Bruch von fußgängerschutzrelevanten Kunststoffbauteilen entstehen. Ein solcher Bauteilbruch ist in Abbildung 1.6 dargestellt.



Abbildung 1.6: Bruch eines fußgängerschutzrelevanten Kunststoffbauteils

Die Werkstoffmodelle, die in der Simulation von Kunststoffen zurzeit angewendet werden sind dieselben, die auch für metallische Werkstoffe verwendet werden. Die Werkstoffparameter werden lediglich an die von Kunststoffen angepasst. Darüber hinaus beinhalten diese auch meist kein Bruchkriterium. Diese ungenügenden Werkstoffmodelle für die Simulation von Kunststoffen führen zu den in Abbildung 1.5 dargestellten Unterschieden zwischen Simulation und Versuch und können so wie erläutert zu hohen zusätzlichen Entwicklungskosten führen.

Ein weiterer Nebeneffekt der ungenauen Simulation ist, dass die Bauteile um den Bauteilbruch zu vermeiden überdimensioniert werden müssen. Die Sicherheiten werden erhöht und damit einhergehend das Bauteilgewicht in der Regel auch vergrößert. Im Endeffekt steigt so das Gewicht des Fahrzeuges an und damit auch dessen Energieverbrauch bzw. CO₂-Emission. Eine auf den Leichtbau hin ausgelegte Entwicklung ist wegen der unzureichenden Werkstoffmodelle von Kunststoffen für die Simulation nur eingeschränkt möglich.

1.2 Zielsetzung

In dieser Forschungsarbeit soll die numerische Simulation von Kunststoffen im Hinblick auf den Anwendungsfall des Fußgängerschutzes hin verbessert werden. Im Speziellen soll dabei der Werkstoffbruch untersucht werden. Ziel muss es sein durch die verbesserte Prognosegüte der Simulation die Anzahl der notwendigen Versuche innerhalb der Fußgängerschutz-Entwicklung zu reduzieren. Da sowohl unverstärkte als auch glasfaserverstärkte thermoplastische Kunststoffe in fußgängerschutzrelevanten Bauteilen zum Einsatz kommen, soll der Einfluss des Faseranteiles auf das mechanische Verhalten des Werkstoffs untersucht werden. Es sollen neue Werkstoffmodelle ausgewählt werden, die die relevanten Eigenschaften der Werkstoffe abbilden können. Die notwendigen Werkstoffparameter müssen identifiziert werden, um die neuen Werkstoffmodelle der Simulation zugänglich zu machen und um sie einer industriellen Anwendung zuführen zu können. Die mit den neuen Werkstoffmodellen verbesserte Simulation soll anhand sinnvoller Versuche auf breiter Basis validiert werden. Dabei soll auch deren Auswirkung auf den neuen Beinimpaktor FlexPLI (Flexible Pedestrian Legform Impactor) bewertet werden. Das FlexPLI wird in der Euro NCAP-Bewertung den bisherigen Beinimpaktor („WG17-Bein“) ab 2014 ersetzen und hat daher für die Fußgängerschutz-Entwicklung neuer Fahrzeuge eine hohe Aktualität und Relevanz. Der neue FlexPLI-Impaktor ist in Abbildung 1.7 dem bisherigen Beinimpaktor gegenübergestellt. Beide Impaktoren werden in Kapitel 6.1 detailliert vorgestellt.

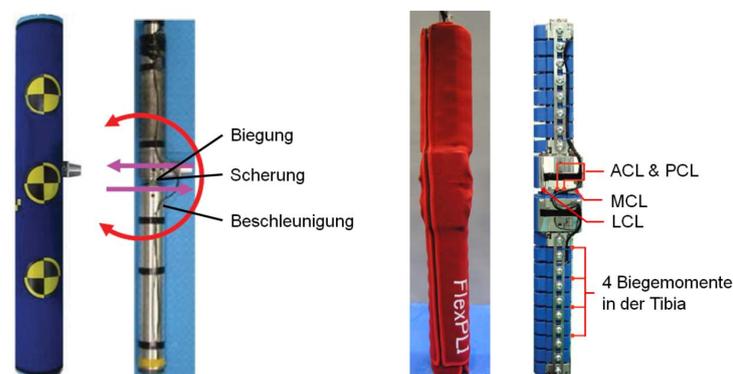


Abbildung 1.7: Vergleich WG17-Beinimpaktor (links) und FlexPLI-Impaktor (rechts)

1.3 Struktur der Arbeit

Die vorliegende Arbeit beginnt mit einer Zusammenfassung des aktuellen Stands der Technik und Wissenschaft auf diesem Forschungsgebiet. Dazu wird relevante Literatur zusammengestellt und diskutiert. Darüber hinaus werden in dem Kapitel die Grundlagen, die für das weitere Verständnis der Arbeit wichtig sind, in kurzer Form zusammengefasst. Weitergehende Informationen können der referenzierten Literatur entnommen werden.

Um die im vorhergehenden Kapitel festgelegten Ziele zu erreichen, wird eine Strategie, das „3-Ebenen-Modell“, definiert. Diese Strategie ist in Abbildung 1.8 dargestellt. Die Struktur der Arbeit ist an dieses Modell angelehnt.

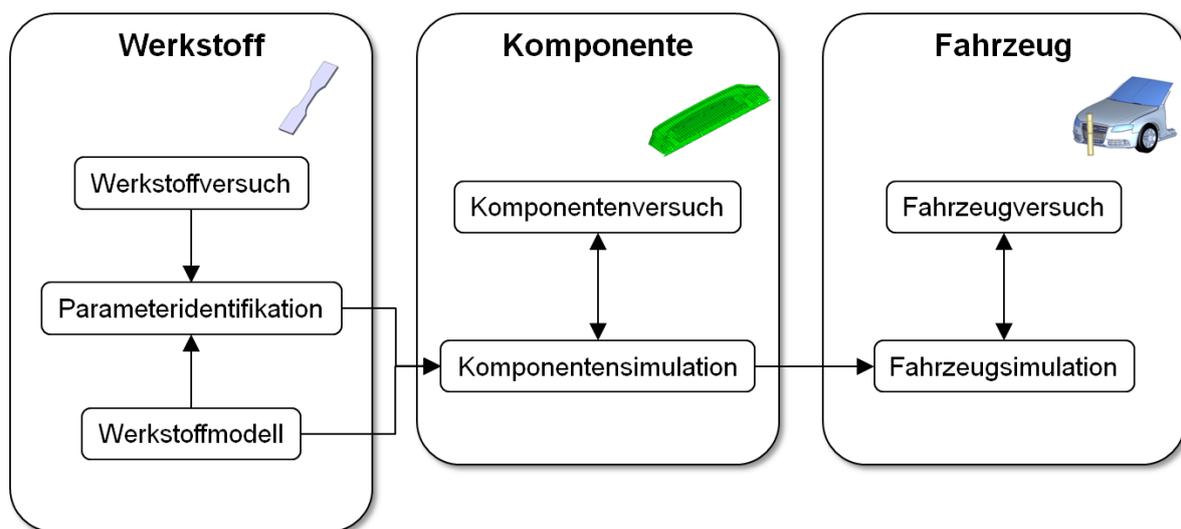


Abbildung 1.8: 3-Ebenen-Modell

Im 3-Ebenen-Modell sind drei Komplexitätsebenen definiert: Der Werkstoff, die Komponente und das Fahrzeug. Auf der ersten Ebene wird zunächst der Werkstoff isoliert untersucht. Dazu werden umfangreiche Werkstoffversuche mit einem für die Automobilindustrie wichtigen thermoplastischen Kunststoff - Polypropylen - durchgeführt. Bei der Versuchsplanung werden die speziellen Anforderungen des Fußgängerschutzes berücksichtigt. Außerdem wird besonderer Fokus auf den Einfluss des Faseranteiles und den Werkstoffbruch gelegt. Dazu werden neben dem unverstärkten Polypropylen auch eine Variante mit 10 und eine mit 30%-Glasfasern untersucht. Die Ergebnisse der Werkstoffversuche sind im dritten Kapitel zusammengefasst.

Auf den Erkenntnissen der Werkstoffversuche aufbauend werden im vierten Kapitel geeignete Werkstoffmodelle ausgewählt. Deren Werkstoffparameter werden im Rahmen einer Parameteridentifikation erarbeitet. Daran anschließend werden anhand von Simulationen mit sogenannten Eielementen die vorhergehenden Schritte verifiziert. Der Bauteilbruch ist wegen seiner Relevanz für den Fußgängerschutz ein wichtiger Aspekt. So wird in dieser Arbeit ein Fußgängerschutz-Bruchkriterium entwickelt, um das die neuen Werkstoffmodelle erweitert werden.

Die um die neuen Werkstoffmodelle und das Fußgängerschutz-Bruchkriterium erweiterten Simulationsmethoden werden zunächst auf der zweiten Komplexitätsebene anhand von Komponentenversuchen validiert. Dazu wird ein für den Fußgängerschutz wichtiges Funktionsbauteil ausgewählt. Für dieses Bauteil werden Komponentenversuche entwickelt,

die der Bauteilbelastung beim Fußgängerschutzversuch im Fahrzeug möglichst nahe kommen. Der große Vorteil des Komponentenversuches gegenüber dem Fahrzeugversuch ist, dass ein Bauteil isoliert betrachtet werden kann, ohne den eventuell störenden Einfluss weiterer Faktoren wie anderer Bauteile und deren Interaktion. Das fünfte Kapitel wird mit dem Vergleich zwischen Komponentenversuch und -simulation abgeschlossen.

Zum Schluss werden die neuen Werkstoffmodelle auf der höchsten Komplexitätsebene, dem Fahrzeug, validiert. Hier werden Simulationen mit den heute verwendeten Standard-Werkstoffmodellen mit den neuen Werkstoffmodellen verglichen und beides anhand von Fahrzeugversuchen bewertet. Die Fußgängerschutzversuche und -simulationen werden sowohl mit dem WG17-Beinimpaktor als auch dem neuen FlexPLI-Beinimpaktor durchgeführt. Diese abschließende Validierung der neuen Werkstoffmodelle auf Fahrzeugebene ist im sechsten Kapitel dokumentiert.

Im siebten und letzten Kapitel werden die gewonnenen Ergebnisse abschließend zusammengefasst. Außerdem werden in einem Ausblick Empfehlungen für weitergehende Forschungsarbeiten auf diesem Thema gegeben.

2 Stand der Technik und Wissenschaft

Im folgenden Kapitel wird der aktuelle Stand der Technik und Wissenschaft auf dem Gebiet des Crash- und Bruchverhaltens von Kunststoffen im Hinblick auf die Anforderungen des Fußgängerschutzes zusammengestellt und diskutiert. Aus dieser Basis heraus werden offene für die Wissenschaft relevante Fragestellungen identifiziert, die im weiteren Verlauf dieser Arbeit untersucht und beantwortet werden.

2.1 Kunststoffe als Konstruktionswerkstoff

Kunststoffe erfreuen sich als Konstruktionswerkstoff in modernen Fahrzeugen großer Beliebtheit. In Abbildung 2.1 ist die gewichtsprozentuale Werkstoffverteilung am Beispiel des aktuellen Audi A6 dargestellt. Hier beträgt der Anteil der Kunststoffe (hier: Polymerwerkstoffe) 18.7%. Berücksichtigt man die im Durchschnitt um den Faktor sieben geringere Dichte von Kunststoffen im Vergleich zu Stahl, so ist der Volumenanteil der Kunststoffe an diesem Fahrzeug sogar 2.5 mal so groß wie der von Stahl - eine beeindruckende Bilanz.

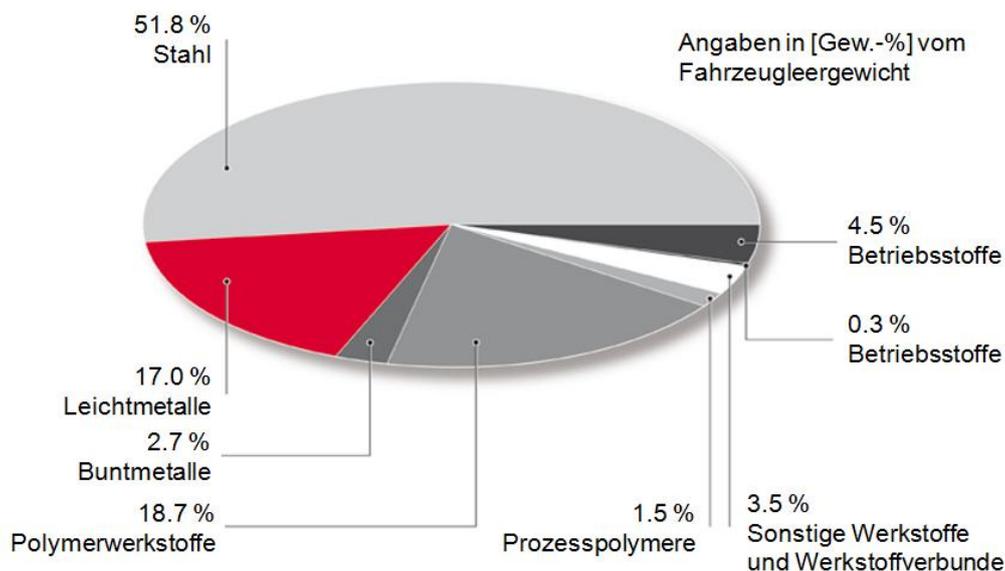


Abbildung 2.1: Werkstoffverteilung im Audi A6 2.0 TFSI nach VDA 231-106 [8]

Die Kunststoffe werden üblicherweise nach ihrem mechanischen und thermischen Verhalten in die drei Gruppen Thermoplaste, Duroplaste und Elastomere unterteilt [6]. In dieser Arbeit werden ausschließlich thermoplastische Kunststoffe untersucht. Der Hauptunterschied der Thermoplaste zu den Duroplasten und Elastomeren ist, dass sie wiederholt schmelzbar sind, wohingegen sich die Duroplaste und Elastomere unter Wärmezufuhr zersetzen. Diese Eigenschaft ermöglicht es thermoplastische Kunststoffe im Spritzgießverfahren zu verarbeiten, womit in kurzen Taktzeiten Bauteile mit komplexer Geometrie hergestellt werden können. Zusätzlich zeichnen sich die thermoplastischen Kunststoffe durch ihre geringe Dichte, ihre Korrosionsbeständigkeit, ihre Duktilität und die geringen Kosten aus [6]. Diese guten Eigenschaften sind der Grund für die weite Verbreitung der Kunststoffe und im Speziellen der Thermoplaste im Automobilbau.

Die mechanischen Eigenschaften der thermoplastischen Kunststoffe können durch Zugabe von Verstärkungsstoffen in großem Maße beeinflusst werden. Dabei werden wegen der geringen Kosten häufig Glasfasern verwendet. Nach der Länge der Fasern werden die daraus entstehenden Verbundwerkstoffe in drei Gruppen eingeteilt.

- Kurzglasfaser (KGF)
- Langglasfaser (LGF)
- Endlosfaser

Die Abgrenzung der drei Gruppen ist nicht einheitlich definiert. Für diese Arbeit wird die Einteilung von Ehrenstein [19] übernommen, in der folgende Faserlängen im Granulat als Grenzen für die Gruppen definiert sind.

- KGF: $\approx 0.2\text{mm}$
- LGF: bis 25mm
- Endlosfaserverstärktes Halbzeug

Die endgültige Faserlänge im Bauteil kann stark variieren, da die spröden Glasfasern während der Bauteilherstellung im Spritzgießprozess in der Schnecke und der Düse brechen können [51]. Auch beim Füllvorgang brechen Fasern zum Beispiel an engen Radien oder Rippen in der Bauteilform. Daher wird sich bei der Einteilung in die Gruppen auch auf die Faserlänge im Granulat und nicht im fertigen Bauteil bezogen.

Der Glasfaseranteil wird bei kurz- und langglasfaserverstärkten Kunststoffen als Faser-massenanteil ψ_F angegeben, im Gegensatz zu den endlosfaserfaserverstärkten Verbundwerkstoffen wie zum Beispiel bei klassischen kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK), bei denen der Faservolumenanteil φ_F die maßgebende Größe ist. Der Hintergrund für diesen Unterschied ist, dass bei der Verarbeitung von kurz- bzw. langglasfaserverstärkten Verbundwerkstoffen die Anteile von Kunststoff und Fasern bei der Granulatherstellung abgewogen werden und daher in Massenprozent angegeben werden. Bei den endlosfaserfaserverstärkten Kunststoffen ist der Faservolumenanteil eine wichtige Berechnungsgröße für die Mischungsregel und wird daher hier üblicherweise verwendet. Eine Umrechnung der beiden Faseranteile ist mit der Dichte der Fasern ρ_F und des Kunststoffs (Matrix) ρ_M nach folgenden Gleichungen möglich [9].

$$\psi_F = \frac{1}{1 + \frac{\rho_M}{\rho_F} \left(\frac{1}{\varphi_F} - 1 \right)} \quad \varphi_F = \frac{1}{1 + \frac{\rho_F}{\rho_M} \left(\frac{1}{\psi_F} - 1 \right)} \quad (2.1)$$

Die Bezeichnung der Kunststoffe vor allem auch der Abkürzungen wie z.B. PP für Polypropylen ist in den Normen DIN 7728-1 [62] für Kunststoffe im Allgemeinen und in der DIN 7728-2 [63] für die Faserverstärkten im Speziellen eindeutig definiert. Im Folgenden werden die darin definierten Abkürzungen und Bezeichnungen verwendet.

2.2 Mechanisches Verhalten von Kunststoffen

In diesem Kapitel werden bisher gewonnene Erkenntnisse über das mechanische Verhalten von unverstärkten und glasfaserverstärkten thermoplastischen Kunststoffen im Hinblick auf die Randbedingungen des Fußgängerschutzes zusammengestellt und diskutiert. Für den Fußgängerschutz ist nur ein Ausschnitt des gesamten mechanischen Verhaltens von Kunststoffen relevant. Im Folgenden wird daher zunächst definiert, welche mechanischen Eigenschaften für den Fußgängerschutz wichtig sind und diese anschließend für die unverstärkten und faserverstärkten thermoplastischen Kunststoffe anhand der veröffentlichten Literatur diskutiert.

2.2.1 Randbedingungen aus dem Fußgängerschutz

Der Fußgänger-Beinimpaktor wird mit 40 km/h auf die Fahrzeugfront geschossen, wie es in Abbildung 1.2 dargestellt ist. Die belasteten Kunststoffbauteile der Fahrzeugfront werden dabei in kurzer Zeit, ca. 20ms wie Abbildung 1.5 zeigt, mit großen Deformationen beaufschlagt. Im Werkstoff der Bauteile ergeben sich daraus große Dehnungen und wegen der kurzen Belastungszeit auch hohe Dehnraten.

Die für den Fußgängerschutz relevanten Kunststoffbauteile sind meist flächenhafte Bauteile der Fahrzeugfront, wie Abbildung 1.4 zeigt. Sie werden beim Beinanprall in erster Linie auf Biegung belastet. Der Biegelastfall erzeugt im Bauteil Zug- und Druckspannungen. Der Werkstoff der Bauteile ist somit verschiedenen Spannungszuständen ausgesetzt.

Der Beinimpaktor wird nur einmal gegen das Fahrzeug geschossen, daher werden die Bauteile auch nur einmal be- und entlastet.

Eine weitere wichtige Randbedingung ist, dass Fußgängerschutzversuche immer bei Raumtemperatur durchgeführt werden. Daher werden im weiteren Verlauf der Arbeit die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe auch nur bei Raumtemperatur untersucht.

Zusammengefasst sind die für den Werkstoff relevanten Randbedingungen, die sich aus dem Fußgängerschutz ergeben:

- Große Dehnungen
- Hohe Dehnraten
- Verschiedene Belastungszustände (Zug, Druck etc.)
- Belastungszyklus: Eine Be- und Entlastung
- Raumtemperatur (23°C)

Im weiteren Verlauf des Kapitels werden die mechanischen Eigenschaften von unverstärkten und faserverstärkten thermoplastischen Kunststoffen im Bezug auf diese Randbedingungen diskutiert.

2.2.2 Unverstärkte thermoplastische Kunststoffe

Maßgebend für das mechanische Verhalten unverstärkter thermoplastischer Kunststoffe ist deren chemischer Aufbau. Thermoplaste bestehen aus langen ineinander verflochtenen Makromolekülen. Innerhalb der Makromoleküle herrschen kovalente Bindungen (Primärbindungen). Zwischen den einzelnen Makromolekülen wirken Van-der-Waals-Kräfte (Sekundärbindungen). Die kovalenten Bindungen sind viel stärker als die Van-der-Waals-Kräfte [50].

Wird ein thermoplastischer Kunststoff unter Zug beansprucht, können verschiedene Deformationsphasen unterschieden werden. Diese sind in Abbildung 2.2 dargestellt.

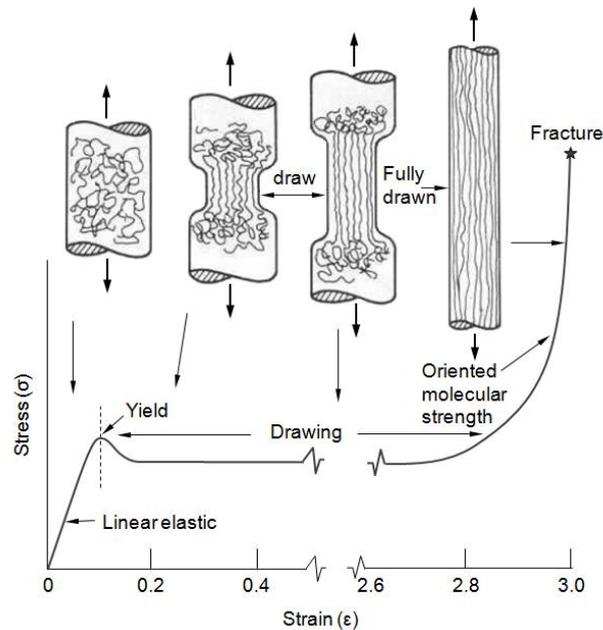


Abbildung 2.2: Typisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten eines Kunststoffs [5]

Im ersten Teil der Deformation werden die kovalenten Bindungen der Makromolekülketten gedehnt. Dieser Prozess ist reversibel und nahezu linear und kann daher als linear elastisch (Linear elastic) bezeichnet werden. Gegen Ende des linear elastischen Bereiches beginnen sich erste Makromolekülkettenabschnitte gegeneinander und die Kurve wird flacher bzw. nichtlinear bis hin zum Maximum, welches als Streckgrenze (Yield) bezeichnet wird. Im zweiten Schritt werden die Makromoleküle entflechtet und verändern so irreversibel ihre Lage. Es bildet sich eine Einschnürung aus, die sich entlang der Probe ausbreitet. Das Spannungsniveau bleibt während dieser Phase annähernd konstant. Da dieser Prozess irreversibel ist, handelt es sich um eine plastische Deformation (Drawing). Hier können hohe Dehnungen von mehreren hundert Prozent erreicht werden. In der letzten Phase sind alle Kettenmoleküle im Werkstoff ausgerichtet. Jetzt werden die mit den starken kovalenten Bindungen verbundenen Makromoleküle gedehnt und verursachen so einen progressiven Spannungsanstieg bis zum Bruch (Fracture).

Innerhalb der plastischen Phase werden zwei Effekte beobachtet, das Scherbandfließen und die Crazebildung wie bei Junginger [40] beschrieben. Beide Mechanismen sind in Abbildung 2.3 dargestellt. Beim Scherbandfließen bilden sich lokale Bereiche in denen die Makromoleküle stark orientiert sind. Daraus entstehen Inhomogenitäten, die ein Abgleiten der unorientierten Bereiche hervorrufen. In der plastischen Zone können zusätzlich Mikrorisse entstehen, die als Craze (Mikroriss oder ugs. Weißbruch) bezeichnet werden. Die

Crazebildung führt zu einer Volumenzunahme, die bei der Werkstoffmodellierung berücksichtigt werden muss.

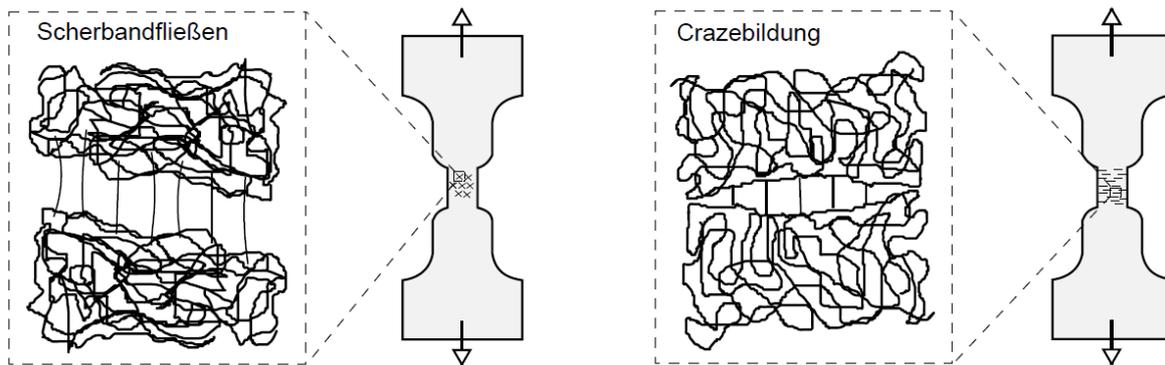


Abbildung 2.3: Scherbandfließen und Crazebildung [40]

Thermoplastische Kunststoffe zeigen in der Regel keine Richtungsabhängigkeit, sie sind isotrop. Dies wurde unter anderem in einer Untersuchung des FAT [28] anhand der drei unverstärkten Kunststoffe PC/ABS, PA/ABS und PP nachgewiesen.

Werden die Belastungsgeschwindigkeiten erhöht, so zeigen thermoplastische Kunststoffe eine Dehnratenverfestigung. Das Spannungsniveau in der plastischen Phase nimmt mit steigender Dehnraten zu. Dies wurde unter anderem in den Arbeiten von Junginger [40], Delhaye [17] und auch des FAT [28] beobachtet.

Eine weitere wichtige mechanische Eigenschaft thermoplastischer Kunststoffe ist der von der Belastungsart abhängige Fließbeginn. In der Arbeit von Junginger [40] und Delhaye [17] wurde nachgewiesen, dass sich der Fließbeginn eines thermoplastischen Kunststoffes für Zug, Druck und Schub unterscheidet. Aus diesem Grund kann die für Metalle weit verbreitete belastungsunabhängige Plastizität nach von Mises für unverstärkte Kunststoffe nicht verwendet werden.

Ein weiterer wichtiger Effekt ist die Volumenänderung von unverstärkten Kunststoffen unter Zugbeanspruchung. Dieser wurde bei Junginger [40] nachgewiesen. Unter Zugbelastung nimmt gerade in der plastischen Phase das Volumen von Kunststoffen durch die zuvor diskutierte Crazebildung zu. Die bei Metallen häufig verwendete von Mises Plastizität geht von einer Volumenkonstanz aus. Das ist ein weiterer Grund weshalb die von Mises Plastizität für unverstärkte thermoplastische Kunststoffe nicht ausreichend ist.

Zusammengefasst sind die bisher gemachten Erkenntnisse über die mechanischen Eigenschaften der unverstärkten thermoplastischen Kunststoffe unter den Randbedingungen des Fußgängerschutzes:

- Richtungsunabhängig (Isotrop)
- Große Dehnungen unter quasistatischer Belastung (> 100%)
- Exponentielle Verfestigung bei großen Dehnungen
- Belastungsabhängiger Fließbeginn (Zug-Druck-Asymmetrie)
- Volumenzunahme unter Zugbelastung
- Dehnratenverfestigung

2.2.3 Kurz- und langglasfaserverstärkte thermoplastische Kunststoffe

Die faserverstärkten Kunststoffe, die in dieser Arbeit untersucht werden, haben eine Matrix aus thermoplastischem Kunststoff und die Fasern bestehen ausschließlich aus Glas. Das mechanische Verhalten der thermoplastischen Kunststoffe, die die Matrix des Verbundwerkstoffes bilden, wurde bereits im vorhergehenden Kapitel erläutert. Die Glasfasern sind isotrop und verhalten sich linear elastisch bis zum Bruch. Nach Jones [39] haben Glasfasern folgende durchschnittlichen Eigenschaften.

E-Modul [GPa]	Bruchdehnung [-]	Bruchspannung [GPa]	Dichte [g/cm ³]
87	0.04	3.5	2.5

Tabelle 2.1: Eigenschaften von Glasfasern [39]

Die mechanischen Eigenschaften des Verbundwerkstoffes aus thermoplastischem Kunststoff und Glasfasern hängen stark von dem Faseranteil und der -orientierung ab. Bei den kurz- und langglasfaserverstärkten Kunststoffen werden die Probekörper aus spritzgegossenen Platten ausgearbeitet. Um darin eine definierte Faserrichtung zu erzeugen, werden die Platten von einer Seite her mit einem Fächeranguss gespritzt. Eine solche Platte ist in Abbildung 2.4 dargestellt. Die Fließfront läuft von der Angussseite her durch das Werkzeug. Diese Richtung wird als Hauptflussrichtung bezeichnet. Aus diesen Platten können anschließend Proben in verschiedenen Richtungen bezogen auf die Hauptflussrichtung entnommen werden, wie es in Abbildung 2.4 dargestellt ist. Üblicherweise wird dabei die Richtung in Hauptflußrichtung als „0°-Richtung“ (rot) und die senkrecht dazu als „90°-Richtung“ (orange) bezeichnet.

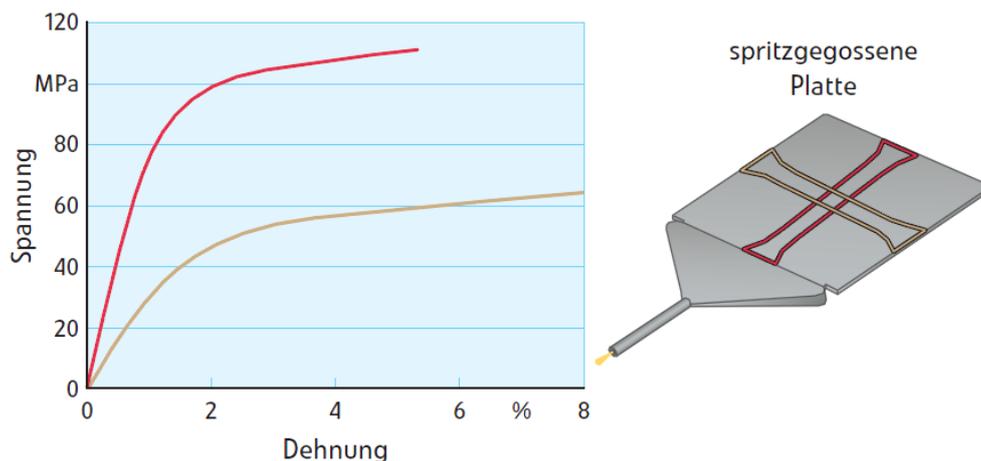


Abbildung 2.4: Werkstoffverhalten unter Zugbelastung in Abhängigkeit von der Faserorientierung [29]

In Abbildung 2.4 ist das Spannungs-Dehnungs-Verhalten der Proben in und quer zur Hauptflussrichtung dargestellt. Es ist eine deutliche Richtungsabhängigkeit festzustellen. Glasfaserverstärkte Kunststoffe sind somit anisotrope Werkstoffe. Desweiteren ist in Abbildung 2.4 ersichtlich, dass ein nichtlineares Werkstoffverhalten vorliegt. Im Vergleich zu den unverstärkten Kunststoffen weisen die glasfaserverstärkten einen weit kleineren

Dehnungsbereich auf. Erreichen die unverstärkten Kunststoffe Dehnungen in Bereichen von mehreren hundert Prozent wie Abbildung 2.2 zeigt, liegt die Bruchdehnung von faserverstärkten Kunststoffen in der Größenordnung von maximal 10%.

In weitergehenden Untersuchungen von Krivachy [46] konnte anhand eines mit 20% Glasfasern verstärkten Acrylnitril-Butadien-Styrols (ABS) gezeigt werden, dass die faserverstärkten Kunststoffe ebenso wie die unverstärkten bei höheren Belastungsgeschwindigkeiten eine Dehnratenverfestigung zeigen. Darüber hinaus wurde hier auch eine Belastungsabhängigkeit des Fließbeginns wie bei den unverstärkten Kunststoffen beobachtet.

Zusammengefasst sind die mechanischen Eigenschaften der kurz- und langglasfaserverstärkten thermoplastischen Kunststoffe unter den Randbedingungen des Fußgängerschutzes:

- Richtungsabhängig (Anisotrop)
- Kleine Dehnungen ($\approx 10\%$)
- Belastungsabhängiger Fließbeginn (Zug-Druck-Asymmetrie)
- Dehnratenverfestigung

2.3 Charakterisierung des mechanischen Verhaltens von Kunststoffen

Das mechanische Verhalten von Werkstoffen wird üblicherweise mit Versuchen untersucht bei denen einfache und damit nachvollziehbare Belastungszustände in der Probe generiert werden. Das sind zum Beispiel einachsige Zug-, Druck- oder Schubversuche.

In diesem Kapitel wird die für eine Werkstoffcharakterisierung notwendige Versuchstechnik vorgestellt und diskutiert. Dabei stellen gerade die unverstärkten Kunststoffe die Messtechnik vor Herausforderungen, die mit genormten Standardversuchen nicht bewältigt werden können.

2.3.1 Genormte Werkstoffversuche

Für die mechanische Charakterisierung unverstärkter Kunststoffe gibt es eine Reihe nach ISO genormter Versuche. Der Anwendungsbereich der Versuche schließt laut Norm auch faserverstärkte Kunststoffe mit ein, die im Spritzgießprozess verarbeitet werden. Eine Angabe über die zulässige Faserlänge wird dabei nicht gemacht. Die für Kunststoffe relevanten ISO Normen 527 [65] und 604 [66] und ihre amerikanischen Pendanten nach der ASTM-Norm D 638 [60] und D 695 [61] sind in der Tabelle 2.2 zusammengefasst.

Norm	Bezeichnung
ISO 527	Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften
ISO 604	Kunststoffe - Bestimmung von Druckeigenschaften
ASTM D 638	Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics
ASTM D 695	Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics

Tabelle 2.2: Genormte Werkstoffversuche für Kunststoffe

Nach den oben genannten ISO-Normen werden die Spannungen und Dehnungen als sogenannte technische Werte bezogen auf die Anfangslänge und den Anfangsquerschnitt des Messbereichs berechnet. Das später verwendete FEM-Programm PAM-CRASH benötigt als Eingabe für die Werkstoffmodelle wahre Spannungen und Dehnungen [57]. Diese können aus den technischen Spannungen und Dehnungen unter der Annahme der Volumenkonstanz ($\nu_{pl} = 0.5$) berechnet werden. Wie zuvor bereits erwähnt zeigt Junginger [40] durch Messungen der Querkontraktion, dass diese Annahme bei unverstärkten Kunststoffen unzulässig ist. Daher sind auch die umgerechneten wahren Spannungen aus den technischen für Kunststoffe nicht korrekt. Dieses Problem kann nur durch eine zusätzliche Messung der Querdehnung und einer daraus bestimmten Querkontraktion gelöst werden.

Da bei den Messungen nach den in Tabelle 2.2 dargestellten Normen die Spannungen aus der Kraftmessdose und die Dehnungen gemittelt über einen langen Messbereich ermittelt werden, können lokale Effekte wie eine Einschnürung nicht oder nur eingeschränkt gemessen werden. Daher sind die Versuchsergebnisse aus den genormten Versuchen nur bis zum Beginn der Einschnürung zulässig. Vergleicht man diese Feststellung mit der Spannungs-Dehnungskurve in Abbildung 2.2 so ist ersichtlich, dass der größte Teil des Werkstoffverhaltens mit den genormten Versuchen nicht gemessen werden kann.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die Versuchsergebnisse der genormten Versuche nach ISO 527 und 604 gültig für quasistatische Anwendungen im linear elastischen Bereich sind. Für Anwendungen wie den Fußgängerschutz, bei dem große plastische Dehnungen und hohe Dehnraten auftreten, sind die Versuche nach ISO 527 und 604 nur eingeschränkt brauchbar.

Der Zugversuch nach ISO 527 ist meist Bestandteil der Datenblätter von Kunststoffen, die über deren Hersteller bezogen werden können. Darüber hinaus wird der Zugversuch nach ISO 527 auch für die Datenbank CAMPUS [56] verwendet. Über CAMPUS können die Kennwerte der mechanischen Eigenschaften der am Markt üblichen Kunststoffe abgefragt werden.

2.3.2 Herausforderungen bei der Werkstoffcharakterisierung

Im vorherigen Kapiteln wurde erklärt, dass es bisher keine genormten Versuche gibt, mit denen Kunststoffe für die Fußgängerschutzsimulation ausreichend charakterisiert werden können. Die Herausforderungen für die Werkstoffcharakterisierung von Kunststoffen für den Fußgängerschutz sind im Einzelnen:

- Große Dehnungen und Lokalisierung (Einschnürung)
- Hohe Dehnraten
- Belastungsabhängigkeit

In den folgenden Abschnitten wird auf jede Herausforderung und die dafür möglichen Lösungsansätze einzeln eingegangen.

2.3.2.1 Große Dehnungen und Lokalisierung

Da unverstärkte Kunststoffe wie in Abbildung 2.2 dargestellt große Dehnungen und auch eine frühe Einschnürung verbunden mit einem späten Bruch zeigen, stellt dies große Anforderungen an die Dehnungsmesstechnik. Üblicherweise werden für metallische Werkstoffe berührende oder optische Extensiomter verwendet, die über einen gewissen Messbereich gemittelt eine Dehnung messen. Damit sind lokale Effekte wie eine Einschnürung nicht messbar.

Punktuelle sehr genaue Messungen sind mit Dehnmessstreifen (DMS) möglich. Hier werden häufig auch sogenannte „DMS-Rosetten“ verwendet, da mit diesen auch die Querdehnung gemessen werden kann. Mit DMS können Lokalisierungen gemessen werden, wenn durch geometrische Maßnahmen wie z.B. Kerben sichergestellt wird, dass die Einschnürung im Querschnitt des DMS beginnt. Das Problem bei DMS ist der eingeschränkte Messbereich von maximal 20% Dehnung. Mit diesen können daher die großen Dehnungen von mehreren hundert Prozent bei unverstärkten Kunststoffen nicht gemessen werden.

In der Arbeit von Delhaye [17] wurden auch eine Methode mit sieben aufgebracht Punkten nach G`Sell et al. [32] untersucht, die mit einer Kamera verfolgt werden und aus den sich verändernden Punktabständen Dehnungen berechnet werden. Delhaye kommt zum Schluss, dass die Punktmethode einfach anzuwenden ist aber die tatsächlichen Dehnungen meist unterschätzt werden, da nicht sichergestellt werden kann, dass die Einschnürung am Ort der Markierungspunkte eintritt.

Die genaueste aber auch aufwändigste Dehnungs-Messtechnik stellt die optische Messung auf Basis der Grauwertkorrelation dar. Sollen für Kunststoffe große Dehnungen hochgenau gemessen werden, so ist dies die sinnvollste Variante.

In Abbildung 2.5 ist auf der rechten Seite die Methode der optischen Dehnungsmessung mittels Grauwertkorrelation am Beispiel einer Zugprobe dargestellt. Hierbei wird ein stochastisches Schwarz-Weiß-Muster auf die Probe aufgebracht und mit einer Kamera (2D-Messung) oder zwei Kameras (3D-Messung) während des Versuchs aufgenommen. Anschließend wird der Auswertebereich in eine Vielzahl von Rechtecken (Facetten) eingeteilt. Diese Rechtecke werden von Bild zu Bild identifiziert. Der Mittelpunkt der Facetten wird berechnet und mit der gemessenen Verschiebung der Facetten jeweils die Verschiebung des Mittelpunktes bestimmt. Die Mittelpunkte der Facetten bilden ein Verschiebungsfeld. Aus dem Verschiebungsfeld werden die Dehnungen automatisch berechnet. Die Firma GOM hat diese Methode in ihrem Messsystem Aramis umgesetzt, wie es auf der linken Seite in Abbildung 2.5 dargestellt ist.

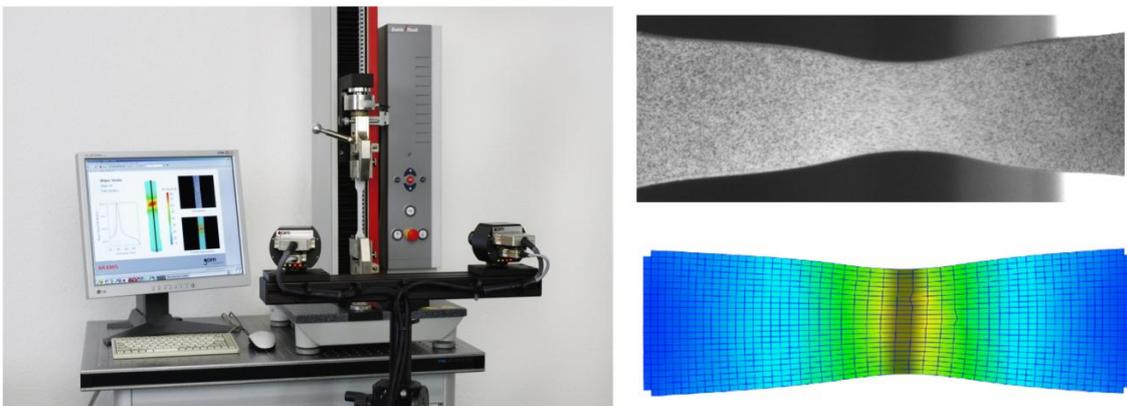


Abbildung 2.5: Das GOM Aramis-System (links) [54] und ein Messergebnis (rechts)

Wie Abbildung 2.5 zeigt können mit der optischen Dehnungsmesstechnik sehr große Dehnungen auch während der Einschnürung der Probe gemessen werden. Als Ergebnis können direkt die wahren Dehnungen gemittelt über dem Auswertebereich (schattierter Bereich) ausgegeben werden. Diese Dehnungsmesstechnik ist ideal für unverstärkte Kunststoffe.

2.3.2.2 Hohe Dehnraten

Die Dehnrates ist die zeitliche Ableitung der Dehnung, wie es im ersten Teil der Gleichung (2.2) notiert ist. Die Dehnratenabhängigkeit eines Werkstoffs beschreibt, wie sich das Spannungsniveau über der Dehnrates verändert. Sie ist für die Fußgängerschutzsimulation sehr wichtig, da sich in einem Bauteil hohe Dehnrates und auch große Dehnratesunterschiede ergeben können. Die Dehnratesabhängigkeit wird untersucht, indem Versuche mit unterschiedlichen Abzugsgeschwindigkeiten durchgeführt und die Ergebnisse miteinander verglichen werden. Meist wird dafür der Zugversuch verwendet.

Prüfmaschinen können unterschiedlich hohe Abzugsgeschwindigkeiten realisieren. Aus der Abzugsgeschwindigkeit v_{Abzug} und der Länge des Proportionalitätsbereiches l_0 kann die durchschnittliche technische Dehnrates $\dot{\epsilon}_0$ in einer Zugprobe berechnet werden mit:

$$\dot{\epsilon}_0 = \frac{\partial \epsilon}{\partial t} = \frac{\partial u}{\partial t l_0} = \frac{v_{\text{Abzug}}}{l_0} \quad (2.2)$$

In der Tabelle 2.3 sind die verschiedenen Typen von Prüfmaschinen mit dem jeweiligen Bereich der Abzugsgeschwindigkeiten v_0 , die sie realisieren können, dargestellt. Aus der Tabelle geht hervor, dass mit einer Universalprüfmaschine und einer Probe, deren Proportionalitätsbereich 50 mm lang ist, eine maximale durchschnittliche Dehnrates von $1 \text{ } 1/s$ möglich ist. Für höhere Dehnrates müssen servohydraulische Prüfmaschinen verwendet werden. Deren Nachteil ist, dass durch die stoßartigen Belastungen die Messungen meist von großen Schwingungen überlagert werden, wie z.B. bei König [42] gezeigt wurde.

	Universalprüfmaschine	Servohydraulisch	Fallturm	Split-Hopkinson
Abzugsgeschwindigkeit	0.00005 - 3000 mm/min	0.001 - 25 m/s	0.77 - 24 m/s	
Proportionalitätsbereich [mm]	50	50	50	Druckprobe
Dehnratesbereich [1/s]	0.000000017 - 1	0.02 - 500	15.4 - 480	200 - 1500
Prüfmaschinen (Beispielhaft)	Instron 5965	Instron VHS 8800	Instron CEAST 9350	SIMLab

Tabelle 2.3: Übersicht der Prüfmaschinen anhand des realisierbaren Dehnratesbereiches

2.3.2.3 Belastungsabhängigkeit

Sowohl unverstärkte als auch faserverstärkte Kunststoffe zeigen einen von der Belastung abhängigen Fließbeginn, wie in Kapitel 2.2 erklärt wurde. Um dies zu untersuchen, müssen Versuche mit verschiedenen Belastungsarten durchgeführt werden. Typischerweise sind dies die eindimensionalen Spannungszustände Zug, Druck und Schub. Teilweise werden auch mehraxiale Zustände wie zum Beispiel der biaxiale Zug angewendet. In der folgenden Tabelle sind typische Belastungszustände und deren Probekörper dargestellt.

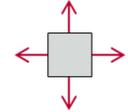
	Zug	Druck	Schub	Biaxialer Zug
Belastung				
Spannungszustand	$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\sigma = \begin{bmatrix} -\sigma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\sigma = \begin{bmatrix} 0 & \sigma & 0 \\ \sigma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma & 0 & 0 \\ 0 & \sigma & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$
Probekörper (beispielhaft)				

Tabelle 2.4: Einfache Belastungszustände und beispielhafte Probengeometrien

2.3.3 Bestimmung des hochdynamischen Verhaltens von Werkstoffen mit dem Impetus-Pendel

Der Standardprozess zur Charakterisierung von Kunststoffen für die Fußgängerschutzsimulation bei Audi ist der Impetus-Prozess [49]. Da mit diesem Prozess die Standard-Materialkarten erstellt werden, mit denen in Kapitel 6 die neuen Werkstoffmodelle verglichen werden, soll dieser hier kurz vorgestellt werden. Das Impetus-Pendel der Firma 4a ist in Abbildung 2.6 dargestellt.

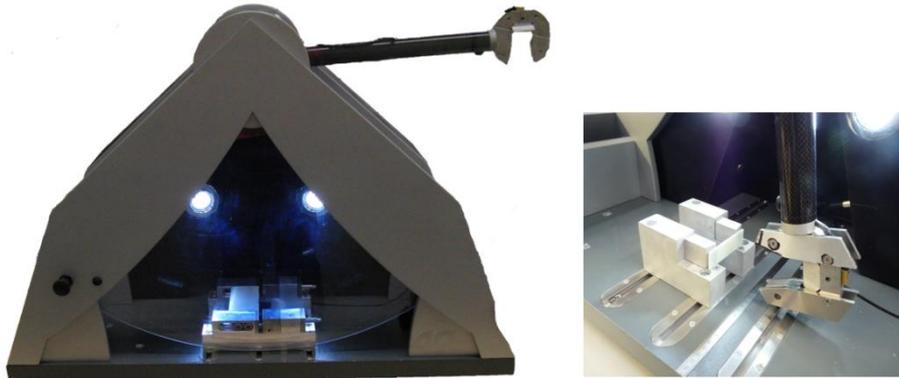


Abbildung 2.6: Impetus-Pendel [55]

Mit dem Pendel werden rechteckige Kunststoffproben in einer Drei-Punkt-Biegung belastet. Gemessen wird die Beschleunigung des Pendelkopfes und sehr fein aufgelöst der Winkel des Pendelarms. Aus der Beschleunigung des Pendelkopfes und dessen Masse kann die Kraft zwischen Probe und Pendel berechnet werden. Die Geschwindigkeit des Pendels beim Auftreffen auf die Probe kann entweder durch Integration des Beschleunigungssignals oder aus dem Winkelsensor berechnet werden. Damit stehen nach einem Versuch die beiden Messgrößen Kontaktkraft über Zeit und die Auftreffgeschwindigkeit als skalarer Wert zur Verfügung.

Die Parameter für die Werkstoffmodelle können nicht direkt aus den Versuchsergebnissen identifiziert werden. Dazu muss ein Optimierungsprozess aufgebaut werden. Dieser besteht aus einem Simulationsmodell des Versuchs, in dem das Werkstoffmodell mit seinen Werkstoffparametern als Optimierungsvariablen hinterlegt ist. Das Ziel der Optimierung ist, den Unterschied zwischen Versuch und Simulation zu minimieren, indem die Werkstoffparameter variiert werden. Als Ergebnis ergibt sich eine Materialkarte, in der die optimierten Werkstoffparameter enthalten sind.

Ein Vorteil des Impetus-Prozesses ist, dass durch die hohen Auftreffgeschwindigkeiten des Pendels in den Randfasern der Probe hohe Dehnraten generiert werden. Auch kann durch die unterschiedlich hohe Auslenkung des Pendels die Auftreffgeschwindigkeit und damit die Dehnraten in der Probe variiert werden. Durch den Biegelastfall herrschen auf der pendelabgewandten Seite Zug- und auf der anderen Druckspannungen. Es können mit dem Aufbau auch in kurzer Zeit viele Proben getestet werden und so schnell Werkstoffmodelle parametrisiert werden.

Als Nachteil ist festzuhalten, dass beim Impetus-Prozess keine detaillierte Untersuchung des Werkstoffs auf Werkstoffebene bzw. anhand von Spannungen und Dehnungen vorgenommen wird. Deswegen können die Ergebnisse auch nicht anhand von Spannungs-Dehnungsdiagrammen plausibilisiert werden. Außerdem ist die Ergebnisqualität der Methode stark von der Qualität der Simulationsmodelle und deren Modellierung abhängig.

Der Impetus-Prozess, wie er bei Audi verwendet wird, ist ein pragmatischer Ansatz mit dem in kurzer Zeit und mit geringen Kosten Werkstoffmodelle für die Fußgängerschutzsimulation erstellt werden können. Eine detaillierte Charakterisierung eines Kunststoffes aus Sicht der Kontinuumsmechanik ist damit aber nicht möglich.

2.4 Modellierung des mechanischen Verhaltens von Kunststoffen

Das mit Werkstoffversuchen ermittelte mechanische Verhalten von Werkstoffen wird im nächsten Schritt mit idealisierten Werkstoffmodellen theoretisch beschrieben. Die mathematische Grundlage für die Werkstoffmodellierung bildet die Kontinuumsmechanik. Im Folgenden werden die wichtigsten Grundlagen der Kontinuumsmechanik, die für das weitere Verständnis der Arbeit unabdingbar sind, übersichtlich zusammengestellt. Darauf aufbauend werden Werkstoffmodelle für die unverstärkten und faserverstärkten thermoplastischen Kunststoffe vorgestellt und diskutiert.

2.4.1 Kontinuumsmechanische Grundlagen

Die Kontinuumsmechanik bildet die Basis für die Definition von Werkstoffmodellen. Wirken auf einen Körper äußere Kräfte oder äußere Verschiebungen, so resultieren in dem Körper innere Spannungen und Dehnungen. Die Beziehung zwischen den Dehnungen und den Spannungen werden über Stoffgesetze beschrieben. Die Gesamtheit der Stoffgesetze, die einen Werkstoff beschreiben, werden im Folgenden als ein Werkstoffmodell bezeichnet.

In diesem Kapitel werden zunächst die Dehnungen und Spannungen und als letztes deren Verknüpfung, die Stoffgesetze, erklärt. Die kontinuumsmechanischen Gleichungen wurden auf Basis der Arbeiten von Altenbach [1], Betten [13], Lemaitre und Chaboche [48] und Wall [76] zusammengestellt. In diesen Werken sind die Herleitungen der Gleichungen detailliert erklärt und auch weitergehende Ausführungen enthalten.

Die Tensorrechnung ist die der Kontinuumsmechanik zugrunde liegende Mathematik. Die Grundlagen der Tensorrechnung sind in Betten [14] übersichtlich zusammengestellt. In der Tensorrechnung gibt es zwei gültige Schreibweisen, die Indexnotation und die symbolische Schreibweise. Da die symbolische Schreibweise kompakt und übersichtlich ist, wird sie in dieser Arbeit verwendet.

In der Kontinuumsmechanik gibt es zwei Betrachtungsweisen, die Lagrange'sche (materielle) und die Euler'sche (räumliche). Bei der Lagrange'schen Betrachtungsweise bewegt sich das Koordinatensystem mit dem zu betrachtenden Körper mit. Bei der Euler'schen ist das Bezugssystem raumfest, es bewegt sich nicht mit dem Körper mit. Im Folgenden wird bei jeder Definition angegeben, ob Sie sich auf die Lagrange'sche (materielle) oder die Euler'sche (räumliche) Betrachtungsweise bezieht.

2.4.1.1 Dehnungen

Die Dehnung beschreibt die innere Verformung eines Körpers. Die Basis aller Dehnungs- und Verzerrungsmaße bildet der Deformationsgradient. Er kann anhand einer einfachen kinematischen Betrachtung erklärt werden, die in Abbildung 2.7 dargestellt ist.

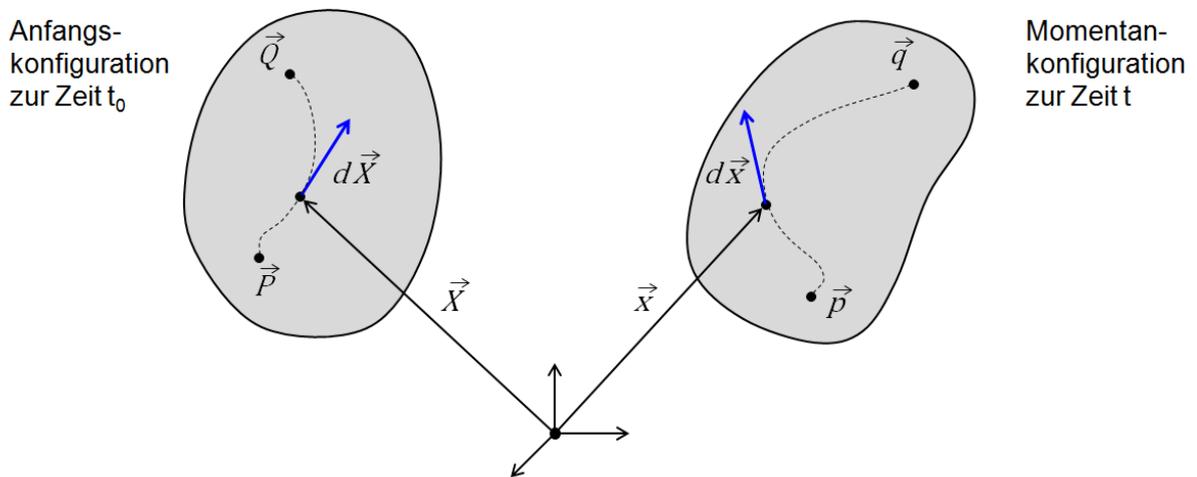


Abbildung 2.7: Körper im Galileischen Raum-Zeit-Kontinuum angelehnt an Wall [76]

Dabei wird unterschieden zwischen der Anfangskonfiguration des Körpers zum Zeitpunkt t_0 und der Momentankonfiguration zum Zeitpunkt t . In beiden Konfigurationen gibt es eine Kurve von Punkt P nach Q bzw. p nach q , die durch deren Punktvektoren beschrieben sind. Auf dieser Kurve gibt es den materiellen Tangentenvektor $d\vec{X}$ in der Anfangslage und den deformierten räumlichen Tangentenvektor $d\vec{x}$ in der Momentanlage. Der Zusammenhang dieser beiden Vektoren bildet der Deformationsgradient \mathbf{F} nach der Gleichung [76]:

$$\mathbf{F} = \frac{\partial \vec{x}}{\partial \vec{X}} \quad (2.3)$$

Der Deformationsgradient ist ein Tensor zweiter Stufe, eine Dyade. Der Deformationsgradient ist im Allgemeinen nicht symmetrisch. Aus dem Deformationsgradienten können die Deformationstensoren berechnet werden. Dies sind in der Lagrange'schen Betrachtungsweise der rechte Cauchy-Green-Deformationstensor \mathbf{C} und das Euler'sche Pendant, der linke Cauchy-Green-Deformationstensor \mathbf{B} .

$$\mathbf{C} = \mathbf{F}^T \mathbf{F} \quad (2.4)$$

$$\mathbf{B} = \mathbf{F} \mathbf{F}^T \quad (2.5)$$

Aus den Deformationstensenoren werden die Verzerrungstensenoren berechnet. Diese sind in der Lagrange'schen Betrachtungsweise der Green-Lagrange-Verzerrungstensor \mathbf{E} und in der Euler'schen Betrachtungsweise der Euler-Almansi-Verzerrungstensor \mathbf{e} .

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2}(\mathbf{C} - \mathbf{1}) \quad (2.6)$$

$$\mathbf{e} = \frac{1}{2}(\mathbf{1} - \mathbf{B}^{-1}) \quad (2.7)$$

Der Green-Lagrange-Verzerrungstensor kann auch mit den Verschiebungen u_i dargestellt werden. Üblicherweise wird dieser Zusammenhang in Indexnotation geschrieben.

$$E_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i} + \frac{\partial u_k}{\partial X_i} \frac{\partial u_k}{\partial X_j} \right) \quad (2.8)$$

Wird dieser Tensor linearisiert, so erhält man die in der linearen Elastizitätstheorie bekannten technischen Verzerrungen ε_{ij} .

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i} \right) = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{pmatrix} \quad (2.9)$$

Häufig wird anstelle der Verzerrung auch die Bezeichnung Dehnung verwendet. Für diese Arbeit werden mit dem Begriff Dehnung die Hauptdiagonalelemente des Verzerrungstensors bezeichnet. Die Nebendiagonalelemente des Verzerrungstensors werden als Scherung bezeichnet. Als zusätzliche Größe wird der Scherwinkel γ eingeführt. Er ist definiert als:

$$\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij} \quad \text{bzw.} \quad \varepsilon_{ij} = \frac{\gamma_{ij}}{2} \quad \text{mit } i \neq j \quad (2.10)$$

Neben den Green-Lagrange- und dem Euler-Almansi-Verzerrungstensor sind noch weitere Verzerrungsmaße gebräuchlich. Ein weiteres wichtiges Verzerrungsmaß ist die logarithmische Verzerrung. Sie wird auch als „wahre“, „natürliche“ oder im englischsprachigen Raum als „Hencky“-Verzerrung bezeichnet. Die wahre Dehnung ε_w kann aus dem Deformationsgradienten \mathbf{F} mit dem natürlichen Logarithmus berechnet werden nach:

$$\varepsilon_w = \ln \left[(\mathbf{F}^T \mathbf{F})^{\frac{1}{2}} \right] \quad (2.11)$$

Für den eindimensionalen Fall kann die wahre Dehnung ε_w aus der technischen Dehnung ε_t berechnet werden nach:

$$\varepsilon_w = \ln(\varepsilon_t + 1) \quad (2.12)$$

Da der explizite FEM-Solver PAM-CRASH als Dehnungsmaß die wahren Dehnungen verwendet, soll für den weiteren Verlauf unter dem Begriff Verzerrung bzw. für die Hauptdiagonalelemente der Begriff Dehnung immer die wahren Verzerrungen / Dehnungen gemeint sein.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_w \quad (2.13)$$

Für die Definition der Werkstoffmodelle ist es üblich den Verzerrungstensor $\boldsymbol{\varepsilon}$ in einen hydrostatischen und einen deviatorischen Anteil $\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}$ zu zerlegen.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{3} \text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{I} + \tilde{\boldsymbol{\varepsilon}} = \frac{1}{3} \varepsilon_V \mathbf{I} + \tilde{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (2.14)$$

Der hydrostatische Anteil wird auch als Volumendehnung ε_V bezeichnet, da mit ihm eine Volumenzu- oder -abnahme des Werkstoffs charakterisiert werden kann und berechnet sich aus Gleichung (2.14) zu:

$$\varepsilon_V = \text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon}) = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33} \quad (2.15)$$

Die Invarianten des Verzerrungstensors werden meist für die Definition der Werkstoffmodelle verwendet, da diese unabhängig vom Koordinatensystem sind. Die Invarianten des Verzerrungstensors ergeben sich aus dessen charakteristischer Gleichung. Die ersten drei Invarianten des Verzerrungstensors sind.

$$I_1^\varepsilon = \text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon}) = \varepsilon_V \quad (2.16)$$

$$I_2^\varepsilon = \frac{1}{2} (\text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\varepsilon}) + \text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon})^2) \quad (2.17)$$

$$I_3^\varepsilon = \det(\boldsymbol{\varepsilon}) \quad (2.18)$$

Die Invarianten des Deviators $\tilde{\epsilon}$ sind:

$$J_1^\epsilon = \text{Spur}(\tilde{\epsilon}) \quad (2.19)$$

$$J_2^\epsilon = \frac{1}{2}(\text{Spur}(\tilde{\epsilon}^T \tilde{\epsilon})) \quad (2.20)$$

$$J_3^\epsilon = I_3^\epsilon + \frac{1}{3}I_1^\epsilon I_2^\epsilon - \frac{2}{27}(I_3^\epsilon)^3 \quad (2.21)$$

Die Dehnrate $\dot{\epsilon}$ ist eine wichtige Größe für die Fußgängerschutzsimulation, da mit ihr das Werkstoffverhalten unter verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten beschrieben wird. Die Dehnrate ist die Ableitung der Dehnung nach der Zeit. Sie ist definiert als:

$$\dot{\epsilon} = \frac{\partial \epsilon}{\partial t} \quad (2.22)$$

2.4.1.2 Spannungen

Wirken auf einen Körper äußere Kräfte oder Verschiebungen so entstehen in dem Körper Spannungen. Die Basis für die Herleitung der Spannungstensors bildet das Cauchy-Spannungstheorem. Dieses kann z.B. bei Betten [13] oder Wall [76] detailliert nachgelesen werden.

Falls nicht anders angegeben wird in dieser Arbeit die Cauchy-Spannung als Spannungsmaß verwendet. Da sie sich auf die Momentankonfiguration bezieht, wird sie häufig auch als wahre Spannung bezeichnet. Der Cauchy-Spannungstensor ist definiert als:

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \quad (2.23)$$

Der Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ wird analog dem Verzerrungstensor in einen kugelförmigen Anteil, der auch als Mittelspannung σ_m oder als hydrostatischer Druck p bezeichnet wird und einen deviatorischen Anteil \mathbf{s} nach folgender Gleichung zerlegt.

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{1}{3}\text{Spur}(\boldsymbol{\sigma})\mathbf{I} + \mathbf{s} = \sigma_m\mathbf{I} + \mathbf{s} = -p\mathbf{I} + \mathbf{s} \quad (2.24)$$

Werkstoffmodelle können in den Invarianten des Spannungstensors definiert werden, da die Definition so unabhängig vom Bezugssystem ist. Aus der charakteristischen Gleichung

werden wie schon bei den Verzerrungen die ersten drei Invarianten I_1, I_2, I_3 des Spannungstensors σ berechnet nach:

$$I_1 = \text{Spur}(\sigma) \quad (2.25)$$

$$I_2 = \frac{1}{2}(\text{Spur}(\sigma^T \sigma) - \text{Spur}(\sigma)^2) \quad (2.26)$$

$$I_3 = \det(\sigma) \quad (2.27)$$

Für den deviatorischen Anteil des Spannungstensors s können wie für den Spannungstensor selbst die Invarianten J_1, J_2, J_3 gebildet werden. Sie berechnen sich zu:

$$J_1 = \text{Spur}(s) = 0 \quad (2.28)$$

$$J_2 = \frac{1}{2}(\text{Spur}(s^T s)) \quad (2.29)$$

$$J_3 = I_3 + \frac{1}{3}I_1 I_2 - \frac{2}{27}I_1^3 \quad (2.30)$$

Der Cauchy-Spannungstensor σ kann spektral zerlegt werden. Als Ergebnis erhält man die Hauptspannungsrichtungen als Eigenvektoren und die Hauptspannungen als Eigenwerte. Die Hauptspannungen $\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$ werden mit römischen Zahlen als Index gekennzeichnet. Es gilt:

$$\sigma_I \geq \sigma_{II} \geq \sigma_{III} \quad (2.31)$$

Ein zweites für die weitere Arbeit relevantes Spannungsmaß ist die Kirchhoff-Spannung τ . Der Unterschied zwischen der Cauchy- und der Kirchhoff-Spannung ist das Bezugsvolumen. Die Cauchy-Spannung bezieht sich auf ein räumliches Volumen, die Kirchhoff-Spannung auf ein materielles. Den Zusammenhang beider Spannungsmaße stellt der Deformationsgradient F bzw. dessen Determinante J her. Es gilt:

$$\tau = J\sigma = \det(F)\sigma \quad (2.32)$$

2.4.1.3 Stoffgesetze

Den Zusammenhang zwischen den Spannungen und Dehnungen stellen die Stoffgesetze her. Sie werden auch als konstitutive Beziehungen oder Gleichungen bezeichnet. Mit ihnen wird das mechanische Verhalten eines Werkstoffs theoretisch beschrieben. Sie werden meist mittels der Invarianten der Spannungs- und Verzerrungstensoren definiert, da sie so unabhängig vom Koordinatensystem sind.

Je nach Komplexität des Werkstoffs besteht ein Werkstoffmodell aus mehreren Einzelmodellen, mit denen die verschiedenen Effekte wie zum Beispiel die Elastizität oder Plastizität beschrieben werden. Im Folgenden werden diese Effekte kurz anhand eines typischen Spannungs-Dehnungsverlaufs eines Werkstoffs wie er in Abbildung 2.8 dargestellt ist erklärt. Auf Gleichungen für die verschiedenen Modelle wird an dieser Stelle im Hinblick auf die Übersichtlichkeit verzichtet. Diese werden an den konkreten Beispielen in den folgenden Kapiteln nachgeholt.

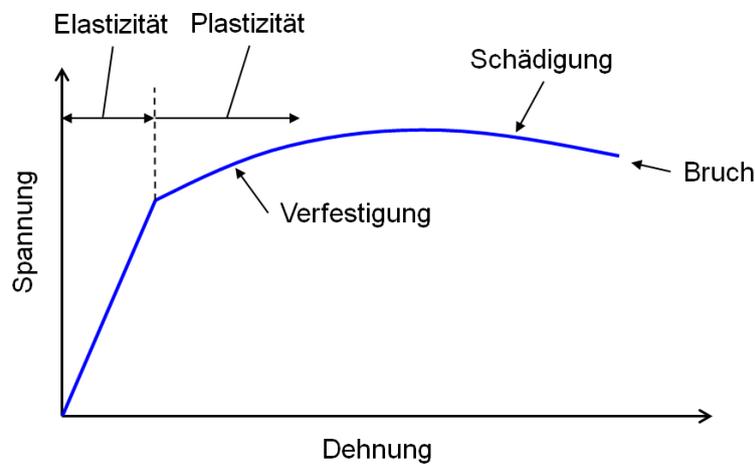


Abbildung 2.8: Typisches Werkstoffverhalten am Beispiel des einachsigen Zuges

Grundlegend wird in einen elastischen und einen plastischen Bereich unterschieden. Die Elastizität unterscheidet sich von der Plastizität darin, dass die elastischen Dehnungen reversibel sind und die plastischen irreversibel. Das rheologische Ersatzmodell für die Elastizität ist die Feder, das für die Plastizität das Reibelement.

Die Elastizität kann linear oder nichtlinear sein. Modelle, die große Dehnungen beschreiben, werden als hypo- oder hyperelastische Modelle bezeichnet.

Bei Kunststoffen zeichnet sich die Plastizität durch eine irreversible Lageänderung der Makromoleküle zueinander ab. Der Beginn der Plastizität wird im eindimensionalen als Streckgrenze und bei mehrdimensionalen Belastungszuständen als Fließfläche bezeichnet. Die Fließfläche wird üblicherweise auf Basis des Spannungstensors definiert. Erfüllt ein Spannungszustand diese Bedingung, so tritt plastische Deformation ein. Die Plastizität wird mit der Fließregel und dem plastischen Potenzial definiert. Typische Plastizitätsmodelle sind das Fließmodelle nach von Mises [52], nach Drucker-Prager [18] oder nach Hill [37].

In der Plastizität ist das Spannungsniveau konstant und damit unabhängig von der plastischen Dehnung. Zeigen Werkstoffe eine Spannungszu- oder -abnahme in der plastischen Phase, so wird das als Verfestigung oder Entfestigung bezeichnet und muss mit eigenen Modellen definiert werden. Typische Vertreter sind hierbei die kinematische und die isotrope Verfestigung.

Bevor der endgültige Bruch eintritt erleiden Werkstoffe meist eine Phase der Schädigung. Dabei nimmt das Spannungsniveau üblicherweise ab. Typische Vertreter der Schädigungsmodelle sind das Gurson-Modell [33] oder das Rousselier-Modell [69].

Das letzte Ereignis ist der Bruch des Werkstoffs. Hierbei werden verschiedene Brüche je nach der Art der Bruchfläche unterschieden. Es gibt den Spröd-, den transkristallinen und den duktilen Bruch. Auch nach der Art des Bruchs wird er in verschiedene Typen unterteilt. Eine gute Übersicht über die Grundlagen der Bruchmechanik bietet Anderson [3]. Modelliert wird der Bruch mit separaten Bruchmodellen. Diese können eingeteilt werden in Dehnungs-, Spannungs- oder energiebasierte Modelle. Eine Übersicht bietet hierfür die Arbeit von Groche [31].

Eine Viskosität kann sowohl in der elastischen als auch in der plastischen Phase auftreten. Diese wird auch als Dehnratenverfestigung oder -entfestigung bezeichnet. Der Werkstoff hat dann ein zeitabhängiges mechanisches Verhalten. Das rheologische Ersatzmodell der Viskosität ist der Dämpfer. Typische Modelle zur Beschreibung der Dehnratenverfestigung sind zum Beispiel das Johnson-Cook-Modell [38] oder das Cowper-Symonds-Modell [16].

Alle zuvor beschriebenen Modelle können entweder isotrop (richtungsunabhängig) oder anisotrop (richtungsabhängig) sein. Ein isotroper Werkstoff hat in allen Richtungen das gleiche Werkstoffverhalten und damit keine Vorzugsrichtung. Ein anisotroper Werkstoff kann sich in jeder Richtung mechanisch unterschiedlich verhalten. Gründe für ein anisotropes Werkstoffverhalten können zum Beispiel im chemischen Aufbau des Werkstoff begründet sein oder durch den Herstellungsprozess eingebracht werden (z.B. Walzen von Blechen) oder durch den makroskopischen Aufbau (z.B. Faserverbundwerkstoffe).

Innerhalb der Anisotropie gibt es Unterkategorien. Die Wichtigsten sind die Orthotropie und die transversale Isotropie. Ein orthotroper Werkstoff hat drei senkrecht aufeinander stehende Symmetrieebenen. Die mechanischen Eigenschaften senkrecht zu den Symmetrieebenen unterscheiden sich in allen drei Richtungen. Ein typisches Beispiel ist ein aus unidirektionalen Lagen aufgebauter Verbundwerkstoff. Ein transversal isotroper Werkstoff hat auch drei senkrecht aufeinander stehende Symmetrieebenen, jedoch sind die mechanischen Eigenschaften in zwei der drei Richtungen identisch. Hier ist ein typisches Beispiel die unidirektionale Schicht eines Verbundwerkstoffs.

2.4.2 Modelle zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von unverstärkten Kunststoffen

Aus den Ergebnissen der bisherigen Untersuchungen von unverstärkten thermoplastischen Kunststoffen, die in Kapitel 2.2.2 zusammengefasst wurden, ist bekannt, dass sie folgende relevanten Eigenschaften besitzen:

- Richtungsunabhängig (Isotrop)
- Große Dehnungen unter quasistatischer Belastung (> 100%)
- Exponentielle Verfestigung bei großen Dehnungen
- Belastungsabhängiger Fließbeginn (Zug-Druck-Asymmetrie)
- Volumenzunahme unter Zugbelastung
- Dehnratenverfestigung

Ziel der Werkstoffmodellierung bzw. der Werkstoffmodelle ist, diese Eigenschaften der unverstärkten Kunststoffe abzubilden. Darüber hinaus ist es für die industrielle Anwendung wichtig, dass der Aufwand, der notwendig ist, um die Werkstoffmodelle zu parametrieren, möglichst gering ist. In verschiedenen wissenschaftlichen Veröffentlichungen wurden bereits Werkstoffmodelle vorgestellt, um die unverstärkten Kunststoffe für die Craschanwendung zu modellieren. Zu den Wichtigsten gehören das sogenannte SAMP-Modell [35], das Junginger-Modell [40] und das SIMLab-Modell [67], die im Folgenden kurz vorgestellt werden.

2.4.2.1 SAMP-Modell

Die Bezeichnung SAMP steht für „Semi-Analytical Model for Polymers“. Das SAMP-Modell wurde vorgestellt von Kolling et al. [41] und Haufe [35]. Das Modell wurde für den expliziten FEM-Solver LS-DYNA programmiert.

Das SAMP-Modell ist ein isotropes elastoviskoplastisches Werkstoffmodell. Die Besonderheit des SAMP-Modells ist die Definition der Fließfläche. Diese ist durch ein Polynom 2.Grades definiert, wie es in Abbildung 2.9 dargestellt ist.

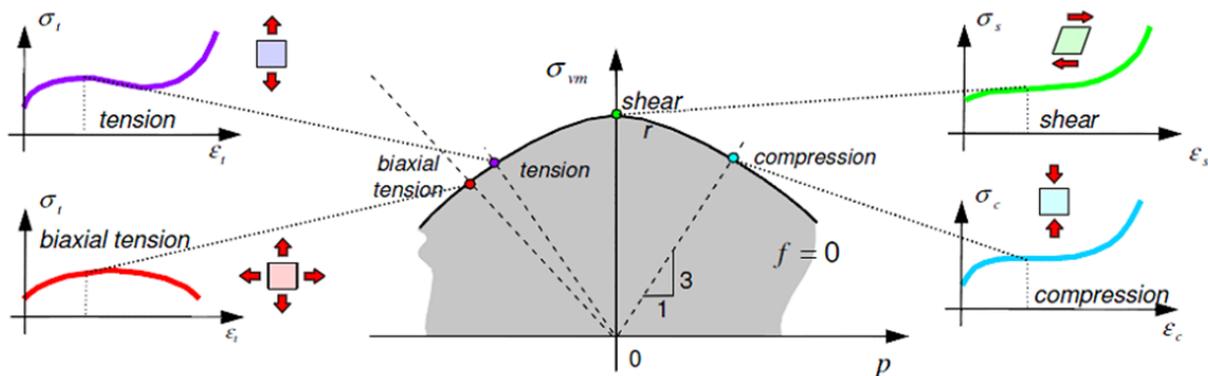


Abbildung 2.9: Fließfläche des SAMP-Modells [35]

Für das SAMP-Modell werden Versuche mit verschiedenen Belastungszuständen durchgeführt. Aus diesen wird jeweils der Fließbeginn bestimmt. Durch eine Regression werden die Parameter der Fließfläche so bestimmt, dass damit die Streckgrenzen der Versuche bestmöglich abgebildet werden.

Der Vorteil des SAMP-Modells ist die pragmatische Definition der Fließfläche durch ein Polynom. Damit kann die Zug-Druck-Asymmetrie der unverstärkten Kunststoffe abgebildet werden.

Als Nachteil des SAMP-Modells muss festgehalten werden, dass die exponentielle Verfestigung der Kunststoffe bei großen Dehnungen nicht abgebildet werden kann.

2.4.2.2 Junginger-Modell

Junginger hat in seiner Arbeit neben der Charakterisierung von Kunststoffen auch ein Materialmodell entwickelt, mit dem er das gemessene Verhalten von unverstärkten Kunststoffen modelliert hat [40]. Es handelt sich um ein isotropes elastoviskoplastisches Modell. Analog zum SAMP-Modell hat auch das Junginger-Modell eine komplexe Fließfläche, mit der die Zug-Druck-Asymmetrie der unverstärkten Kunststoffe abgebildet werden kann. In Abbildung 2.10 ist die Fließfläche (blau) und das plastische Potenzial (gelb) des Junginger-Modells dargestellt.

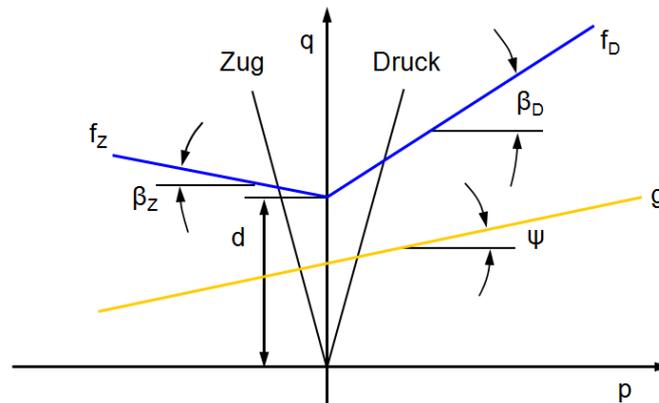


Abbildung 2.10: Fließfläche und das plastische Potenzial des Junginger Modells im q-p-Spannungsraum [40]

Die Ordinate in Abbildung 2.10 ist die Spannung q . Diese entspricht der von Mises Vergleichsspannung und kann nach folgender Gleichung berechnet werden:

$$q = \sigma_{vM} = \sqrt{3J_2} \quad (2.33)$$

In Jungingers Modell wird die Zug-Druck-Asymmetrie mit einem erweiterten Drucker-Prager-Modell abgebildet. Dabei wird für die Fließfläche eine Fallunterscheidung auf Basis des hydrostatischen Druckes p vorgenommen. Es gilt für die Fließfläche f :

$$\text{Für } p < 0 \text{ (Zug):} \quad f = \sqrt{3J_2} - p \tan \beta_z - k = 0 \quad (2.34)$$

$$\text{Für } p \geq 0 \text{ (Druck):} \quad f = \sqrt{3J_2} - p \tan \beta_D - k = 0 \quad (2.35)$$

Die Zug-Druck-Asymmetrie wird mit den beiden Reibungswinkeln β_z und β_D modelliert. Im Fall des Schubs ($p = 0$) ergibt sich für die Definition der Fließfläche ein Knick und sie ist somit an dieser Stelle nicht differenzierbar. Das plastische Potenzial g ist definiert mit dem Dilatationswinkel ψ nach:

$$g = \sqrt{3J_2} - p \tan \psi \quad (2.36)$$

Das Ersatzmodell von Junginger kann die Zug-Druck-Asymmetrie der unverstärkten Kunststoffe abbilden. Mit dem druckabhängigen plastischen Potenzial kann auch die Volumenzunahme modelliert werden. Was jedoch damit noch nicht abgebildet werden kann ist die exponentielle Verfestigung bei hohen Dehnungen.

2.4.2.3 SIMLab-Modell

SIMLab (Structural Impact Laboratory) ist ein Forschungsinstitut an der NTNU Trondheim, das sich mit der Untersuchung von Werkstoffen und Strukturen unter Crashlasten befasst. Eine Forschergruppe innerhalb von SIMLab beschäftigt sich mit der Charakterisierung und Modellierung von Kunststoffen. Diese Gruppe hat ein Werkstoffmodell entwickelt, das alle relevanten Eigenschaften der unverstärkten thermoplastischen Kunststoffe abbilden kann. Das Modell wird im Folgenden als SIMLab-Modell bezeichnet und ist in der Veröffentlichung von Polanco-Loria et al. [67] beschrieben.

Wegen der hohen Qualität des Modells wird es auch im weiteren Verlauf der Arbeit für die Modellierung von unverstärkten Kunststoffen verwendet und wird daher im Folgenden auch detaillierter als die Vorhergehenden vorgestellt.

Das rheologische Ersatzmodell des SIMLab-Modells ist in Abbildung 2.11 dargestellt.

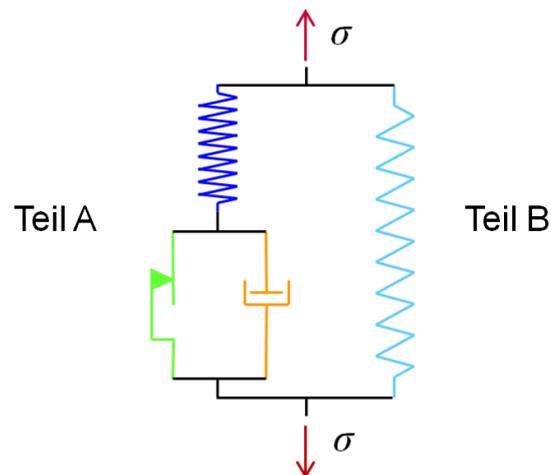


Abbildung 2.11: SIMLab-Modell

Das Werkstoffmodell besteht aus zwei Teilen, dem „Teil A“ und dem „Teil B“. Der Teil A bildet das elastoviskoplastische Verhalten der unverstärkten Kunststoffe ab, der Teil B die Verstreckung der Makromoleküle bei großen Dehnungen. Der Teil A ist auf Basis des von Boyce et al. [15] vorgeschlagenen Modells entwickelt, wobei im SIMLab-Modell die Fließfläche nach Raghava et al. [68] verwendet wird. Der Teil B ist ein Vorschlag nach Anand [2].

Das Werkstoffmodell ist direkt auf Basis des Deformationsgradienten definiert. Die beiden Teile A und B sind im Bezug auf die Spannungen σ und den Deformationsgradienten F nach folgenden Gleichungen miteinander verknüpft:

$$\sigma = \sigma_A + \sigma_B \quad (2.37)$$

$$F = F_A = F_B \quad (2.38)$$

Für das elastische Modell im Teil A wird das Neo-Hook-Modell verwendet. Die Spannungen σ_A berechnen sich mit den Lamé'schen Konstanten λ und μ aus dem Deformationsgradienten F_A^{el} und dessen Determinante J_A^{el} nach:

$$\sigma_A = \lambda \frac{\ln(J_A^{el})}{J_A^{el}} \mathbf{I} + \frac{\mu}{J_A^{el}} (\mathbf{B}_A^{el} - \mathbf{I}) \quad (2.39)$$

Darin ist der linke Cauchy-Green-Deformationstensor \mathbf{B}_A^{el} enthalten, wie er bereits in Gleichung (2.5) vorgestellt wurde. Dieser berechnet sich für das SIMLab-Modell nach:

$$\mathbf{B}_A^{el} = \mathbf{F}_A^{el} (\mathbf{F}_A^{el})^T \quad (2.40)$$

Das elastische Modell in Teil A ist additiv mit einem viskoplastischen Modell gekoppelt. Die Fließfläche des plastischen Modells ist auf Basis der von Raghava et al. [68] vorgeschlagenen Fließfläche definiert. Die Fließfläche f ist mit dem Parameter der Zug-Druck-Asymmetrie α , den Invarianten des Spannungstensors I_1, J_2 und der Verfestigung R wie folgt definiert:

$$f = \frac{(\alpha - 1)I_1 + \sqrt{(\alpha - 1)^2 I_1^2 + 12\alpha J_2}}{2\alpha} - R = 0 \quad (2.41)$$

Der Werkstoffparameter α definiert die Zug-Druck-Asymmetrie und berechnet sich aus der Streckgrenze im Zug σ_Z und der im Druck σ_D nach:

$$\alpha = \frac{\sigma_D}{\sigma_Z} \quad (2.42)$$

Das plastische Potenzial g ist ebenfalls an Raghava orientiert und ist mit dem Parameter der plastischen Volumendehnung β definiert als:

$$g = \frac{(\beta - 1)I_1 + \sqrt{((\beta - 1)^2 I_1^2 + 12\beta J_2)}}{2\beta} \quad (2.43)$$

Zusätzlich sind in der Plastizität des Teil A noch ein isotropes Verfestigungsmodell und eine Dehnratenverfestigung definiert. Damit ist die Spannung im plastischen Teil sowohl abhängig von der plastischen Dehnung $\bar{\epsilon}_A^{pl}$ als auch der plastischen Dehnrates $\dot{\bar{\epsilon}}_A^{pl}$. Die Verfestigung R ist mit dem Verfestigungsparameter H_R und den Dehnratenverfestigungsparametern C und $\dot{\epsilon}_{0A}$ definiert nach:

$$R(\bar{\epsilon}_A^{pl}, \dot{\bar{\epsilon}}_A^{pl}) = \left(\sigma_S - (\sigma_S - \sigma_T) e^{-H_R \bar{\epsilon}_A^{pl}} \right) \left(C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_A^{pl}}{\dot{\epsilon}_{0A}} + 1 \right) + 1 \right) \quad (2.44)$$

Der Teil B beinhaltet ein hyperelastisches Modell nach Anand [2]. Das Modell ist parallel zum Teil A angeordnet. Die Spannungen im Teil B σ_B berechnen sich mit den Werkstoffparametern C_R , $\bar{\lambda}_L$ und κ aus dem Deformationsgradienten \mathbf{F} und dessen Determinante J nach:

$$\sigma_B = \frac{C_R \bar{\lambda}_L}{3J \bar{\lambda}} L^{-1} \left(\frac{\bar{\lambda}}{\bar{\lambda}_L} \right) \left(\mathbf{B}^* - \bar{\lambda}^2 \mathbf{I} \right) + \kappa \frac{\ln(J)}{J} \mathbf{I} \quad (2.45)$$

Darin ist die Langevin-Funktion enthalten.

$$L^{-1}(x) = x \frac{3 - x^2}{1 - x^2} \quad (2.46)$$

Außerdem der transversale Cauchy-Green Deformationstensor \mathbf{B}^* .

$$\mathbf{B}^* = J^{-\frac{2}{3}} \mathbf{F} \mathbf{F}^T \quad (2.47)$$

Und der effektive transversale Stretch nach:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{1}{3} \text{tr}(\mathbf{B}^*)} \quad (2.48)$$

Damit sind alle relevanten Teile des SIMLab-Modells vorgestellt. Der Einfluss der Werkstoffparameter wird im Laufe der Arbeit noch weiter vertieft.

2.4.3 Modelle zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von kurz- und langglasfaserverstärkten Kunststoffen

Für die kurz- und langglasfaserverstärkten thermoplastischen Kunststoffe ist der Faseranteil und auch die Faserorientierung maßgebend für die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs. Daher werden hier zunächst wichtige Grundlagen zur Faserorientierung erklärt. Daran anschließend werden zwei Ansätze vorgestellt und diskutiert mit denen die kurz- und langglasfaserverstärkten Kunststoffe modelliert werden können.

2.4.3.1 Grundlagen zur Faserorientierung

Bauteile aus thermoplastischen Kunststoffen werden vornehmlich im Spritzgießverfahren hergestellt. Um die mechanischen Eigenschaften der Kunststoffe zu verändern, werden den Kunststoffen Glasfasern hinzugefügt. Diese sind meist bereits im Granulat, das der Spritzgießmaschine zugeführt wird, enthalten. In Kapitel 2.1 wurde bereits eine Einteilung der faserverstärkten Kunststoffe anhand der Faserlänge im Granulat in KGF und LGF definiert.

Beim Spritzgießen werden die Fasern zusammen mit dem Kunststoff erhitzt und unter Druck in die Form gespritzt. Der Kunststoff fungiert dabei als viskose Flüssigkeit, in der sich die Fasern bewegen. Daher hängt die Faserorientierung im Bauteil stark von den lokalen Strömungsbedingungen während der Formfüllung ab. Die Strömungsbedingungen innerhalb der Form wiederum sind abhängig von den Anspritzpunkten, dem Spritzdruck, der Temperatur, der Spritzstrategie und der Bauteilgeometrie. Da die Bauteilgeometrie meist komplex ist, ergeben sich im Bauteil zwangsläufig auch unterschiedliche Faserorientierungen. Die endgültige Faserorientierung im Bauteil ergibt sich nachdem die Kunststoffschmelze erstarrt ist.

Wird eine dünne Kunststoffplatte wie in Abbildung 2.4 betrachtet, die von einer Seite her gespritzt wird, ergibt sich ein charakteristischer Lagenaufbau, wie er in Abbildung 2.12 dargestellt ist.

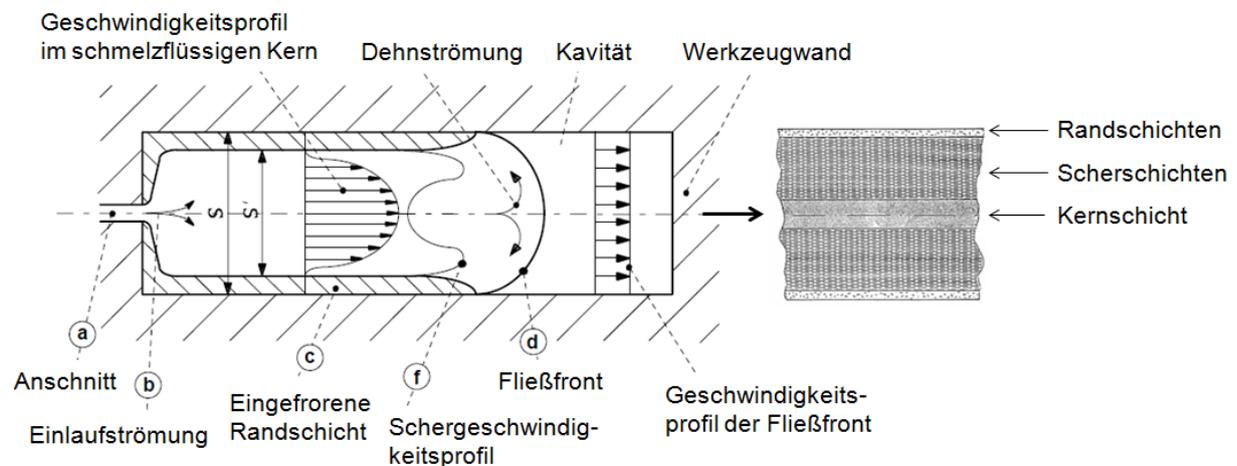


Abbildung 2.12: Lagenaufbau bei gespritzten kurzglasfaserverstärkten Kunststoffplatten [59]

Es bilden sich insgesamt fünf Schichten über der Plattenhöhe aus. Oben und unten ergeben sich dünne Randschichten, die aufgrund der Werkzeugtemperatur schnell erstarren und keine definierte Faserrichtung haben. Die dazwischenliegenden drei Schichten entstehen durch die Scherrung innerhalb der Schmelze. Herrscht eine laminare Strömung ergibt sich das in Abbildung 2.12 auf der linken Seite dargestellte Geschwindigkeitsprofil im schmelzflüssigen Kern. Die Schergeschwindigkeit innerhalb der Schmelze ist bei laminarer Strömung linear abhängig von dem Geschwindigkeitsgradienten nach der Plattenhöhenrichtung. Somit ergibt sich das dargestellte Schergeschwindigkeitsprofil. In den äußeren Bereichen ist die Schergeschwindigkeit und damit auch die Scherung groß. Die Fasern werden daher hier in Flußrichtung orientiert. In der mittleren Schicht, der Kernschicht, ist die Scherung in Flußrichtung gering, daher dominiert hier die sogenannte Dehnströmung, die sich radial vom Anspritzpunkt sowohl in Plattenhöhen- als auch Plattentiefenrichtung ausbreitet. Die Fasern im Kern sind daher rechtwinklig zu den Fasern in den äußeren Schichten orientiert. Dieser typische Lagenaufbau kann an Schnitt- oder Schlißbildern nachgewiesen werden, wie zum Beispiel bei Krivachy [46].

Es gibt verschiedene Softwarepakete, mit denen der Spritzgießprozess von Bauteilen simuliert werden kann. Im automobilen Umfeld sind die Programme Moldflow und Moldex weit verbreitet. Diese Programme simulieren den Spritzgießvorgang. In einem Folgeschritt kann dabei aus den Strömungsergebnissen der Simulation die Faserorientierung berechnet werden. Dazu wird die Folgar-Tucker-Gleichung [27] gelöst. Als Ergebnis erhält man den Faserorientierungstensor \mathbf{a} mit seinen Komponenten a_{ij} . Der Faserorientierungstensor ist ein Zweitensor wie zum Beispiel auch der Spannungstensor. Er gibt an, wie wahrscheinlich es ist, Fasern in einer bestimmten Orientierungsrichtung zu finden. Der Faserorientierungstensor ist symmetrisch und dessen Spur ergibt immer den Wert Eins. In Abbildung 2.13 sind beispielhaft einige Faserorientierungstensoren im Zweidimensionalen abgebildet.

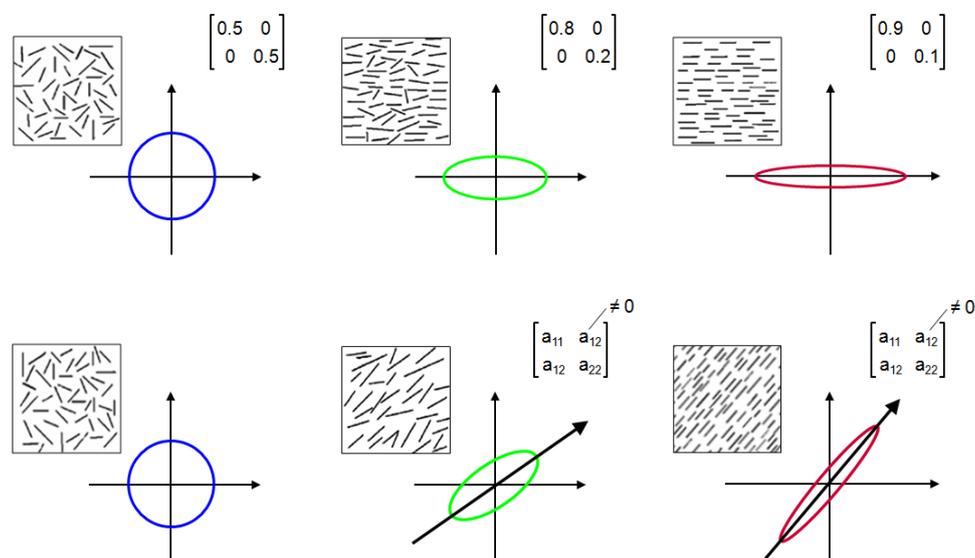


Abbildung 2.13: Darstellung des Faserorientierungstensors

Um den Faserorientierungstensor anschaulich darstellen zu können, werden im zweidimensionalen Ellipsen verwendet, die mit den Hauptwerten des Tensors gebildet werden. In der ersten Zeile der Abbildung 2.13 ist nur die Hauptdiagonale besetzt. Sind dabei die Fasern in alle Richtungen gleichmäßig verteilt, ergibt sich ein Wert von 0.5 für die beiden Hauptdiagonalelemente a_{11} und a_{22} . Der sich daraus ergebende Werkstoff wäre

richtungsunabhängig bzw. isotrop. Gibt es eine Vorzugsrichtung, so wird eine Koordinate des Faserorientierungstensors größer und die zweite dementsprechend kleiner, da laut Definition die Spur immer eins ergibt. In der zweiten Zeile nimmt wie in der Ersten von links nach rechts der Orientierungsgrad zu. Jedoch sind nun auch die Nebendiagonalelemente besetzt. Daraus resultiert eine Drehung des Systems in das Hauptachsensystem.

In der folgenden Abbildung ist der über der Höhe gemittelte Faserorientierungstensor für das Bauteil Lower Stiffener dargestellt. Farblich ist die erste Komponente des Faserorientierungstensors abgebildet. Analog der Abbildung 2.13 sind in den blauen Bereichen die Fasern isotrop verteilt, in den roten Bereichen sind die Fasern sehr stark orientiert. Dieser Zustand herrscht vor allem in den Rippen, da hier sehr hohe Strömungsgeschwindigkeiten beim Spritzgießen herrschen. Die Grundplatte des Bauteils schwankt zwischen dem typischen Schichtaufbau (grün) und einer isotropen Verteilung (blau).

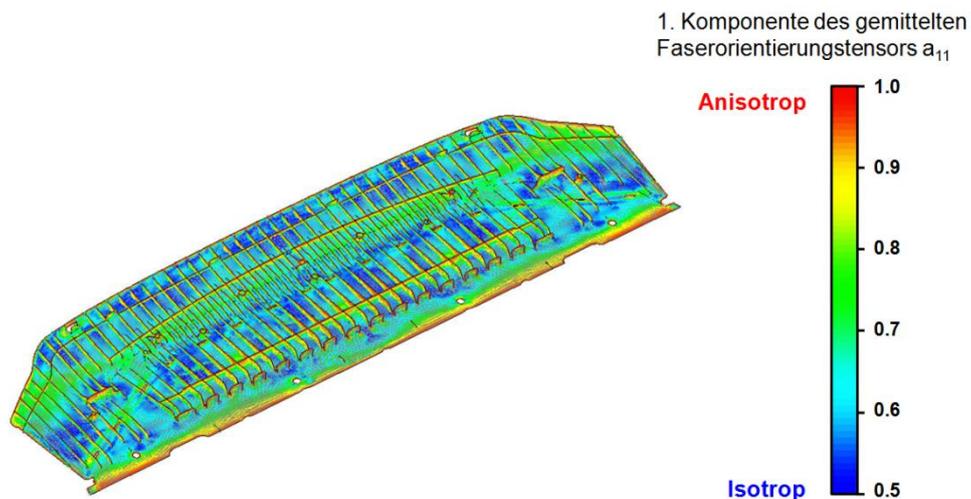


Abbildung 2.14: Faserorientierung im Lower Stiffener

Die Orientierung der Fasern ist für das lokale Werkstoffverhalten sehr wichtig. Beschrieben wird die Faserorientierung durch den zuvor erklärten Faserorientierungstensor α . Er stellt die Größe dar, die als Ergebnis der Spritzgießsimulation in die Struktursimulation übernommen werden muss. Wird mittels des Faserorientierungstensors die Ergebnisse der Spritzgießsimulation in eine Struktursimulation übertragen, so spricht man von einer „Integrativen Simulation“, da die Ergebnisse des Fertigungsprozesses in die Struktursimulation integriert werden.

2.4.3.2 Werkstoffmechanische Ansätze

In der Literatur gibt es zwei unterschiedliche Ansätze, wie kurz- und langglasfaserverstärkte Kunststoffe modelliert werden können. Innerhalb dieser Gruppen gibt es wiederum verschiedene Modelle, die sich in ihrer Komplexität unterscheiden. Der erste Ansatz wird im Folgenden als mikromechanischer Ansatz, der Zweite als makromechanischer Ansatz bezeichnet.

Mikromechanischer Ansatz

Bei den mikromechanischen Ansätzen wird das Werkstoffmodell gebildet aus den mechanischen Eigenschaften der Kunststoffmatrix, der Glasfasern und dem Faserorientierungstensor. Zusätzlich werden je nach Ansatz noch die Faserlänge und Faserform mit als Parameter einbezogen. Mittels einer Homogenisierung werden aus den Einzelteilen ein Werkstoffmodell berechnet. Die Eigenschaften der Matrix und der Fasern sind globale Größen, die sich innerhalb eines Bauteils nicht ändern. Da sich der Faserorientierungstensor, wie Abbildung 2.14 zeigt, über dem Bauteil bzw. von Element zu Element verändert, muss theoretisch auch für jedes Element ein Werkstoff berechnet werden.

Die mikromechanischen Werkstoffmodelle unterscheiden sich in ihrer Komplexität. Es gibt relativ einfache meist elastische Ansätze wie z.B. das Modell von Tandon-Weng [73] oder Halpin-Tsai [34]. Daneben gibt es noch komplexere Werkstoffmodelle, die auch einen plastischen oder sogar viskoplastischen Anteil besitzen wie zum Beispiel die Software Ultrasim [29] oder Digimat [7]. Diese benötigen aber zusätzlich zum FEM-Solver noch ein implizites Berechnungsverfahren, um die nichtlinearen Werkstoffmodelle zu lösen.

Makromechanische Ansätze

Im Gegensatz zu den mikromechanischen gehen die makromechanischen Ansätze von einem homogenen Kontinuum aus, dessen mechanische Eigenschaften es zu beschreiben gilt, unabhängig von den Eigenschaften der Komponenten innerhalb des Kontinuums und deren Wechselwirkung.

Für die makromechanischen Ansätze wird ein repräsentativer Ausschnitt des Werkstoffs vermessen und mit entsprechenden Werkstoffmodellen modelliert. Aus dem Ergebnis der Spritzgießsimulation muss, falls der Werkstoff anisotrop ist, die entsprechende Hauptflussrichtung übernommen werden.

Forschungsarbeiten, in denen ein makromechanischer Ansatz zur Modellierung von faserverstärkten Kunststoffen gewählt wurde, sind unter anderem die von Krivachy [46] und Greve [30].

Vergleich und Bewertung der Ansätze

Der prinzipielle Unterschied zwischen dem mikro- und dem makromechanischen Ansatz ist die Art und der Zeitpunkt der Homogenisierung. Die mikromechanischen Ansätze benötigen die mechanischen Eigenschaften der Faser, der Matrix, die Faserlänge und -form und den Faserorientierungstensor. Für die makromechanischen Ansätze wird nur ein anisotropes Werkstoffmodell parametrisiert und aus der Spritzgießsimulation wird die Hauptflussrichtung benötigt.

Beide Ansätze haben Vor- und Nachteile, die je nach Anwendungsfall für eine Bewertung abgewogen werden müssen. Ein großes Problem der mikromechanischen Ansätze stellt der Parameter der Faserlänge dar, der bei der Definition angegeben werden muss. Dieser Parameter hat einen sehr großen Einfluss auf die berechneten mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs. Jedoch kann die Faserlänge nur im Granulat mit einiger Genauigkeit vorhergesagt werden. Durch den Spritzgießprozess brechen viele Fasern, so dass die durchschnittliche Faserlänge im Bauteil nur geschätzt werden kann und lokal sehr unterschiedlich ausfallen kann.

Ein Nachteil des makromechanischen Ansatzes ist die geringere Genauigkeit. In diesem Ansatz wird angenommen, dass im gesamten Bauteil über der Höhe derselbe Schichtaufbau vorliegt, wie in der Platte aus der die Proben entnommen werden. Jedoch kann dieser Aufbau bei geometrisch komplexen Bauteilen wegen der komplexen Strömungsverhältnisse variieren.

Die Randbedingungen, die darüber hinaus noch aus dem Fußgängerschutz berücksichtigt werden müssen, sind:

- Simulation mit einem explizitem FEM-Solver
- Simulationen in der frühen Entwicklungsphase

Die komplexeren mikromechanischen Modelle wie Digimat [7] benötigen zur Berechnung des Werkstoffmodells meist einen zusätzlichen impliziten Solver. So muss der explizite Solver der Fußgängerschutzsimulation in jedem Berechnungsschritt mit einem impliziten Solver des Werkstoffmodells für jedes Finite Element kommunizieren. Bei durchschnittlich 30.000 Berechnungsschritten in einer Fußgängerschutz-Simulation und im Fall des Lower Stiffeners aus Abbildung 2.14, der aus 40.000 Elementen besteht, ergeben sich so große Simulations-Zusatzzeiten.

Darüber hinaus benötigt der mikromechanische Ansatz für jedes Element die Vorgabe des Faserorientierungstensor α . Der makromechanische Ansatz ist nur auf die Hauptflussrichtung als notwendige Information angewiesen. Wie in Abbildung 1.3 gezeigt, müssen im Fußgängerschutz schon in der frühen Entwicklungsphase Simulationen durchgeführt werden, jedoch liegt hier häufig noch keine Spritzgießsimulation vor. Eine Berechnung mit dem mikromechanischen Ansatz ist so nicht möglich, da der Faserorientierungstensor manuell für ein komplexes Bauteil nicht vorgegeben werden kann. Hingegen kann eine Hauptflußrichtung auf Basis der Anspritzpunkte von einem Experten für ein Bauteil mit einiger Genauigkeit vorgegeben werden und damit könnte eine Simulation nach dem makromechanischen Ansatz durchgeführt werden.

Wegen den zuvor diskutierten Gründen wird für diese Arbeit ein makromechanischer Ansatz gewählt.

2.4.3.3 Werkstoffmodell für glasfaserverstärkte Kunststoffe der Volkswagen Konzernforschung

Das Volkswagen-Modell (VW-Modell) wurde von Dr. Lars Greve in einem Kooperationsprojekt zwischen der VW-Konzernforschung und Audi entwickelt. Veröffentlicht wurde es in einem Vortrag auf der Konferenz SIMVEC und im dazu erschienenen Vortragsband [30]. Für diese Forschungsarbeit wird das VW-Modell zur Simulation von faserverstärkten Kunststoffen verwendet. Im Folgenden wird das Werkstoffmodell vorgestellt.

Das VW-Modell, wie es für diese Arbeit vorliegt, ist für Schalenelemente formuliert. Der Aufbau des VW-Modells anhand der rheologischen Ersatzmodelle ist in der folgenden Abbildung dargestellt. Es handelt sich um ein elastoviskoplastisches Modell.

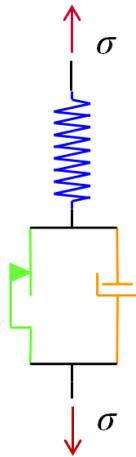


Abbildung 2.15: VW-Modell

Der elastische und plastische Teil ist seriell verknüpft. Die Gesamtdehnung ϵ^{ge} setzt sich additiv aus der elastischen ϵ^{el} und plastischen ϵ^{pl} Dehnung zusammen. Es gilt:

$$\epsilon^{ge} = \epsilon^{el} + \epsilon^{pl} \quad (2.49)$$

Die Spannungen σ sind aufgrund der seriellen Anordnung des elastischen und plastischen Elementes in beiden Bereichen gleich. Es gilt:

$$\sigma^{ge} = \sigma^{el} = \sigma^{pl} = \sigma \quad (2.50)$$

Das VW-Modell verwendet eine lineare transversal isotrope Elastizität. Die Spannungen berechnen sich nach:

$$\sigma^{el} = \mathbf{C}_{trans,iso} \epsilon^{el} \quad (2.51)$$

Die Fließfläche f des plastischen Elementes ist mit der Vergleichsspannung $\bar{\sigma}$ und dem Verfestigungsmodell R definiert mit:

$$f = \bar{\sigma} - R(\bar{\epsilon}^{pl}) = 0 \quad (2.52)$$

Die Vergleichsspannung $\bar{\sigma}$ ist angelehnt an das Modell nach Hill [37] und ist anisotrop. Um zusätzlich zu der Anisotropie auch die Zug-Druck-Asymmetrie abbilden zu können, wird die Hill-Vergleichsspannung mit einer initialen kinematischen Verfestigung im Spannungsraum verschoben. Diese Verschiebung wird mit den beiden Komponenten des Rückspannungstensors b_1 und b_2 realisiert. Damit ergibt sich die Vergleichsspannung für das VW-Modell nach:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{F(\sigma_{22} - b_2)^2 + G(\sigma_{11} - b_1)^2 + H(\sigma_{11} - b_1 - \sigma_{22} + b_2)^2 + 2N\sigma_{12}^2} \quad (2.53)$$

Die Werkstoffparameter F, G, H und N in Gleichung (2.53) sind die Hill-Parameter.

Das Verfestigungsmodell R in Gleichung (2.52) ist definiert als:

$$R(\bar{\epsilon}^{pl}) = \sigma_{S0} - (\sigma_{S0} - \sigma_{T0})e^{-H_R\bar{\epsilon}^{pl}} \quad (2.54)$$

Darin sind die Werkstoffparameter σ_{S0} die quasistatische Sättigungsspannung, σ_{T0} die quasistatische Fließspannung und H_R der Verfestigungsparameter enthalten.

Um die Dehnratenabhängigkeit des Werkstoffs beschreiben zu können, wird neben der Dehnungsverfestigung auch eine Dehnratenverfestigung anhängig von der plastischen Vergleichsdehnrate $\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}$ definiert. Mithilfe einer Fallunterscheidung wird sichergestellt, dass die Dehnratenverfestigung unterhalb der quasistatischen Referenzdehnrate $\dot{\bar{\epsilon}}_{ref}$ keinen Einfluss hat. Die Fließbedingung aus Gleichung (2.52) erweitert sich damit zu:

$$0 = \begin{cases} \bar{\sigma} - \left(\text{Cln} \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_{ref}} \right) + 1 \right) R(\bar{\epsilon}^{pl}), & \text{für } \dot{\bar{\epsilon}}^{pl} \geq \dot{\bar{\epsilon}}_{ref} \\ \bar{\sigma} - R(\bar{\epsilon}^{pl}) & , \quad \text{für } \dot{\bar{\epsilon}}^{pl} < \dot{\bar{\epsilon}}_{ref} \end{cases} \quad (2.55)$$

Das plastische Potenzial ist ebenfalls an der Hill-Fließfläche orientiert und berechnet sich mit dem Werkstoffparameter β und der Mittelspannung σ_m zu:

$$g = \sqrt{\bar{\sigma}^2 + \beta^2 \langle \sigma_m \rangle^2} \quad (2.56)$$

Die Definition der Mittelspannung ist in Gleichung (2.24) definiert. Im plastischen Potenzial ist die Mittelspannung σ_m in einer Föppl-Klammer enthalten. Ausgeschrieben ergibt die Föppl-Klammer folgende Fallunterscheidung für die Mittelspannung.

$$\langle \sigma_m \rangle = \begin{cases} \sigma_m, & \text{falls } \sigma_m > 0 \\ 0, & \text{sonst} \end{cases} \quad (2.57)$$

Damit sind alle relevanten kontinuumsmechanischen Gleichungen des VW-Modells vorgestellt.

2.5 Identifikation der Parameter von Werkstoffmodellen

Die Identifikation der Parameter von Werkstoffmodellen wird im Folgenden kurz als Parameteridentifikation bezeichnet. Das Ziel einer Parameteridentifikation ist es die Werkstoffparameter eines Werkstoffmodells aus Versuchsergebnissen optimal zu bestimmen. Sie ist die notwendige Grundlage für die Anwendung eines Werkstoffmodells in der Simulation. Somit ist die Parameteridentifikation maßgebend für die technische Relevanz eines komplexen Werkstoffmodells, da es ohne Parameter nicht angewendet werden kann.

Beispielhaft ist der prinzipielle Ablauf einer Parameteridentifikation in Abbildung 2.16 dargestellt.

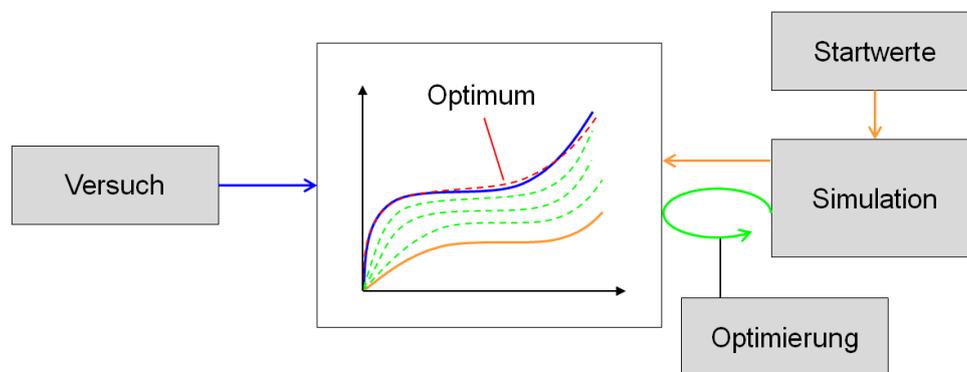


Abbildung 2.16: Prinzip einer Parameteridentifikation

Die Basis der Parameteridentifikation sind ein oder mehrere Versuchsergebnisse, in denen der zu bestimmende Werkstoff belastet wird. Desweiteren ist ein Simulationsmodell notwendig, das den Versuch abbildet und in dem die Werkstoffparameter implementiert sind. Das Ziel der Parameteridentifikation ist, durch Variation der Werkstoffparameter den Unterschied zwischen Versuchs- und Simulationsergebnis zu minimieren, bis ein Optimum gefunden ist. Daher stellt eine Parameteridentifikation ein Optimierungsproblem dar.

Ein Optimierungsproblem kann nach Baier [10] allgemein formuliert werden nach:

$$\text{minimiere} \{z(\vec{x}) \mid g_j(\vec{x}) \leq 0, h_i(\vec{x}) = 0, j = 1, \dots, p, i = 1, \dots, q\} \quad (2.58)$$

Darin ist \vec{x} der Vektor der zu optimierenden Werkstoffparameter. In der Optimierungstheorie werden diese auch als Designvariablen bezeichnet. Es ist sinnvoll den Designvariablenraum mit Obergrenzen \vec{x}_{ub} und Untergrenzen \vec{x}_{lb} einzuschränken. In der Parameteridentifikation von Werkstoffmodellen können dies zum Beispiel physikalische Grenzen der Werkstoffparameter sein wie zum Beispiel, dass der E-Modul keine negativen Werte annehmen kann. Diese Grenzen der zu optimierenden Variablen werden notiert als:

$$\vec{x}_{lb} \leq \vec{x} < \vec{x}_{ub} \quad (2.59)$$

Die Zielfunktion $z(\vec{x})$ soll minimiert werden. In der Parameteridentifikation ist dies der Unterschied zwischen der Versuchs- und Simulationskurve. In der Regel wird dafür die Methode der kleinsten Fehlerquadrate verwendet. Sind die Simulationsergebnisse an den k -Stützstellen bezeichnet mit S_k und die Ergebnisse aus dem Versuch mit V_k , so ergibt sich für die Zielfunktion z nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate:

$$z(\vec{x}) = \sum_{k=1}^m |S_k(\vec{x}) - V_k|^2 \quad (2.60)$$

Wie die Gleichung (2.58) zeigt, können bei allgemeinen Optimierungsaufgaben zusätzlich noch Ungleichheitsrestriktionen g und Gleichheitsrestriktionen h definiert werden, die bei der Optimierung berücksichtigt werden müssen. In einer Parameteridentifikation für Werkstoffmodelle sind diese Restriktionen aber nicht üblich, was die Optimierungsaufgabe vereinfacht.

Neben der Definition der Optimierungsaufgabe muss auch ein passender Optimierungsalgorithmus gewählt werden. Dieser ist für die zielführende Variation der Designvariablen zuständig. Für die Aufgabenstellung der Parameteridentifikation wird in der Literatur meist der Marquardt-Levenberg-Algorithmus verwendet, wie zum Beispiel bei Seibert und Schöche [72].

Der Marquardt-Levenberg-Algorithmus ist auch in Matlab in der Funktion *lsqnonlin* implementiert. Die Programmierung des Algorithmus in Matlab orientiert sich an den Ausführungen von Moré [53]. In der Arbeit von Teichmann [74] wird der Algorithmus detailliert dargestellt.

Als letzten Schritt der Definition der Optimierungsaufgabe müssen adäquate Abbruchkriterien gewählt werden. Für deren Definition gibt es in der Optimierungstheorie verschiedene Möglichkeiten. Zum Beispiel kann ein Abbruch der Optimierung vorgenommen werden, wenn sich die Zielfunktion oder die Designvariablen nur noch in relativ kleinen Bereichen ändern. Auch kann eine Maximalzahl an Optimierungsschleifen definiert oder spezielle Optimalitätskriterien ausgewertet werden. Je nach Aufgabenstellung müssen sinnvolle Abbruchkriterien gewählt werden. Als Ergebnis der Optimierung ergibt sich so der optimale Satz an Werkstoffparametern.

In Abbildung 2.16 ist der Ablauf der Parameteridentifikation dargestellt. Darin enthalten sind die Versuche, die die Ausgangsbasis bilden und ein äquivalentes Simulationsmodell, in dem die Werkstoffparameter enthalten sind und mit dem der Versuch nachsimuliert werden kann. Für die Identifikation von Werkstoffparametern gibt es zwei grundsätzlich unterschiedliche Methoden, wie der in Abbildung 2.16 dargestellte Ablauf realisiert werden kann. Sie

unterscheiden sich anhand der verwendeten Simulationsmodelle und werden als analytische und numerische Methode bezeichnet. Die beiden Methoden sind in Abbildung 2.17 dargestellt.

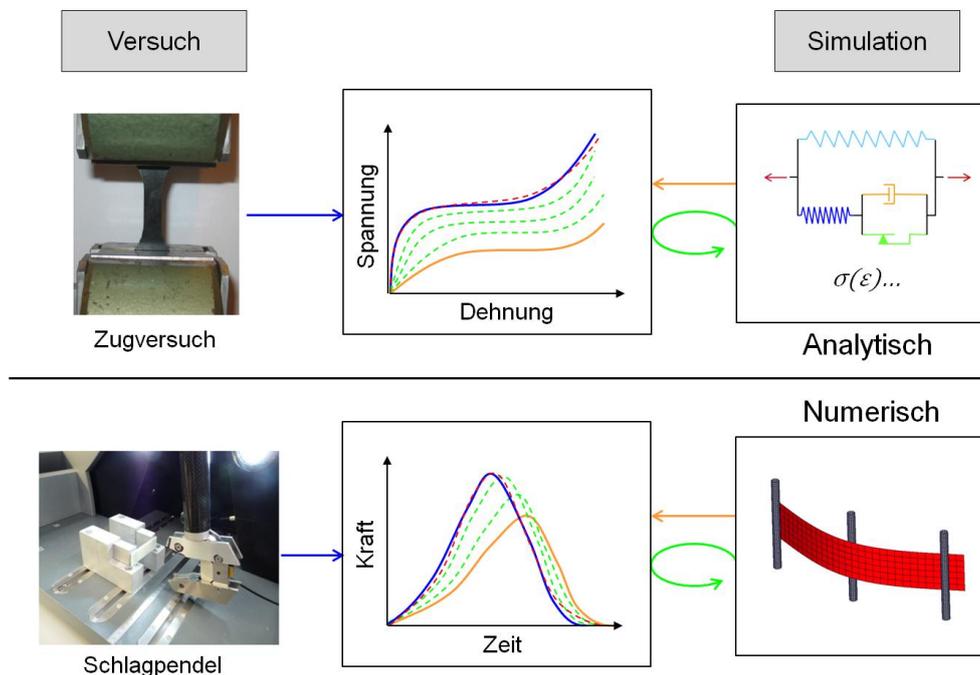


Abbildung 2.17: Analytische (oben) und numerische Methode (unten)

Wie zuvor erwähnt besteht der Unterschied der beiden Methoden im verwendeten Simulationsmodell. Bei der analytischen Methode wird das Simulationsergebnis analytisch aus dem Werkstoffmodell berechnet. Das Ergebnis aus dem Versuch und der Simulation sind Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Werkstoffs, auf die hin in der Parameteridentifikation optimiert wird. Die analytische Methode ist limitiert auf einfache Belastungszustände für die die Antwort des Werkstoffmodells analytisch hergeleitet werden kann, wie zum Beispiel die für den eindimensionalen Zug, Druck oder Schub.

Bei der numerischen Methode wird das Simulationsergebnis aus einem FEM-Modell berechnet. Da die FEM ein numerisches Berechnungsverfahren ist, erklärt sich auch die Bezeichnung „numerische“ Methode. Für diese Methode können beliebig komplexe Versuchsaufbauten verwendet werden. Einzige Limitierung hier ist, dass ein FEM-Simulationsmodell modelliert werden kann, das den Versuchsaufbau abbildet. In Abbildung 2.17 ist als Beispiel der numerischen Methode das in Kapitel 2.3.3 bereits beschriebene Impetus-Schlagpendel dargestellt.

Der Vorteil der numerischen Methode liegt darin, dass die Parameteridentifikation direkt mit einem numerischen Simulationsmodell durchgeführt wird, so wie auch die spätere Anwendung der Ergebnisse sein wird. So können Vereinfachungen, die für die numerische Simulation gemacht werden, gleich mit berücksichtigt werden. Beispiele für numerische Vereinfachungen, die in der Crashsimulation üblich sind, sind Schalenelemente oder eine Diskretisierung mit relativ großen finiten Elementen. Ein weiterer Vorteil der numerischen Methode ist, dass Versuche mit komplexeren Aufbauten verwendet werden können.

Ein großer Nachteil der numerischen Methode ist, dass die Parameteridentifikation nicht auf Werkstoffebene bzw. Spannungs-Dehnungs-Beziehungen durchgeführt wird, sondern auf Basis anderer Messgrößen. So kann es zu Ergebnissen für die Werkstoffparameter

kommen, die auf dem Niveau der Messgrößen zu einer guten Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation führen, aber nicht zwingend auf Werkstoffebene sinnvoll sind. Daher ist eine kritische Überprüfung der sich ergebenden Werkstoffparameter für die numerische Methode zwingend anzuraten.

Der Vorteil der analytischen Methode ist, dass die Werkstoffparameter auf einer Ebene bestimmt werden, auf der auch die Werkstoffmodelle definiert sind. So kann für die Parameteridentifikation alles Wissen über das Werkstoffmodell einfließen, was sich gerade bei der wichtigen Wahl der Startparameter für die Optimierung als großer Vorteil erweist. Außerdem kann mit einem guten Verständnis des Werkstoffmodells die Optimierung bei vielen zu bestimmenden Parametern auch sinnvoll unterteilt werden. Die Ergebnisse der Werkstoffparameter können mit der analytischen Methode auch sehr gut auf ihre physikalische Zulässigkeit hin untersucht werden, da sich als Ergebnis direkt die Spannungs-Dehnungskurven ergeben.

Je nach Aufgabenstellung muss anhand der zuvor aufgelisteten Vor- und Nachteile der beiden Methoden eine sinnvolle Auswahl getroffen werden. In dieser Arbeit wird im nächsten Kapitel eine umfassende Werkstoffcharakterisierung für unverstärkte und faserverstärkte Kunststoffe durchgeführt. Die Versuche beinhalten Belastungszustände, die analytisch formuliert werden können. Daher wird für diese Arbeit die analytische Methode ausgewählt.

2.6 Zusammenfassung des aktuellen Wissenstandes

Kunststoffe sind für die Automobilindustrie eine wichtige Werkstoffgruppe und werden auch in Zukunft gerade vor dem Hintergrund der aktuellen CO₂-Diskussion und den daraus gestiegenen Anforderungen an den Leichtbau weiter an Relevanz gewinnen. Speziell für die Auslegung des Fußgängerschutzes von Fahrzeugen sind Kunststoffe und das Wissen über deren mechanische Eigenschaften wichtig, da die Fahrzeugfront mit der der Fußgänger als erstes kollidiert aus Kunststoffbauteilen besteht. Aus den Belastungen in den Fußgängerschutztests ergeben sich für die Bauteile und damit deren Werkstoffe die folgenden Randbedingungen:

- Große Dehnungen
- Hohe Dehnraten
- Verschiedene Belastungszustände (Zug, Druck etc.)
- Belastungszyklus: Eine Be- und Entlastung
- Raumtemperatur (23°C)

Die für den Fußgängerschutz relevanten Bauteile sind entweder aus einem unverstärkten thermoplastischen Kunststoff oder aus kurz- und langglasfaserverstärkten thermoplastischen Verbundwerkstoffen.

Das quasistatische mechanische Verhalten von unverstärkten Kunststoffen wurde bereits in einigen Arbeiten untersucht und ist auch in der gängigen Grundlagenliteratur wie z.B. bei Askeland [6], Baur et al. [11] oder Menges [50] umfassend beschrieben. Da der Fußgängerschutz ein hochdynamischer Lastfall ist - Impaktoren werden dabei auf die Fahrzeugfront geschossen - muss auch das hochdynamische Crashverhalten untersucht werden. Auf diesem Gebiet gibt es wegen des hohen versuchstechnischen Aufwandes nur wenige Arbeiten. Wichtige Untersuchungen sind die von Delhaye [17] und Junginger [40]. Aus

diesen Arbeiten können für die unverstärkten thermoplastischen Kunststoffe folgende mechanischen Eigenschaften zusammengefasst werden:

- Richtungsunabhängig (Isotrop)
- Große Dehnungen unter quasistatischer Belastung (> 100%)
- Exponentielle Verfestigung bei großen Dehnungen
- Belastungsabhängiger Fließbeginn (Zug-Druck-Asymmetrie)
- Volumenzunahme unter Zugbelastung
- Dehnratenverfestigung

Für die kurz- und langglasfaserverstärkten Kunststoffe verhält es sich im Bezug auf die bereits untersuchten mechanischen Eigenschaften analog wie für die Unverstärkten. Das quasistatische Verhalten ist bereits umfassend untersucht und auch in der Grundlagenliteratur gut beschrieben. Dahingegen ist das hochdynamische Crashverhalten bisher nur in wenigen Arbeiten untersucht worden. Hervorzuheben sind hier die Arbeiten von Greve [30] und Krivachy [46]. Aus den Untersuchungen können folgende für diese Arbeit relevanten mechanischen Eigenschaften von kurz- und langglasfaserverstärkten thermoplastischen Kunststoffen aufgelistet werden:

- Richtungsabhängig (Anisotrop)
- Kleine Dehnungen ($\approx 10\%$)
- Belastungsabhängiger Fließbeginn (Zug-Druck-Asymmetrie)
- Dehnratenverfestigung

Um das mechanische Verhalten von unverstärkten und faserverstärkten thermoplastischen Kunststoffen zu untersuchen, gibt es genormte Versuche nach ISO 527 [65] und ISO 604 [66] mit denen die quasistatischen Zug- und Druckeigenschaften bestimmt werden können. Diese Versuche haben jedoch einen eingeschränkten Gültigkeitsbereich. Mit ihnen kann lediglich das elastische Verhalten von Kunststoffen untersucht werden. Sobald eine Einschnürung in der Probe eintritt, kann die Dehnungsmessung die lokal stark unterschiedlichen Dehnungen nicht mehr auflösen. Es können daher mit den genormten Versuchen nicht oder nur eingeschränkt die für den Fußgängerschutz relevanten mechanischen Eigenschaften untersucht werden.

Aus Sicht der Versuchstechnik müssen folgende Herausforderungen gelöst werden, um das Crashverhalten von Kunststoffen untersuchen zu können:

- Große Dehnungen und Lokalisierung (Einschnürung)
- Hohe Dehnraten
- Belastungsabhängigkeit

Um die vor allem bei unverstärkten Kunststoffen im Bereich der Einschnürung auftretenden großen Dehnungen messen zu können, sollte nach Delhaye [17] eine optische Dehnungsmesstechnik auf Basis der Grauwertkorrelation eingesetzt werden. Die erreichbare Dehnratenrate innerhalb einer Probe hängt von der maximalen Geschwindigkeit der Prüfmaschine und der Länge des Proportionalitätsbereiches ab. Die Belastungsabhängigkeit kann mit Zug-, Druck- und Schubversuchen untersucht werden. Dazu müssen geeignete Probengeometrien gewählt werden.

Eine pragmatische Alternative zur Bestimmung der crashrelevanten mechanischen Eigenschaften von Kunststoffen stellt das Impetus-Pendel dar, wie es von der Firma 4a Engineering vertrieben wird. Das Prinzip des Impetus-Pendels ist in [55] ausführlich beschrieben. Das Ziel der Methode ist es, mit möglichst geringem Aufwand eine Materialkarte für die Simulation zu erstellen. Dabei wird eine Dreipunkt-Biegeprobe mit einem Schlagpendel belastet. Durch die hohen Auftreffgeschwindigkeiten werden in der Probe hohe Dehnraten generiert. Aus den Versuchsergebnissen werden mit einem dem Versuch entsprechenden Simulationsmodell über einen Optimierungsprozess eine Materialkarte erstellt. Der Vorteil des Impetus-Prozesses sind die hohen Dehnraten und der geringe Aufwand für die Materialkartenerstellung. Als Nachteil ist festzuhalten, dass mit dem Impetus-Pendel nicht untersucht werden kann was tatsächlich im Werkstoff auf kontinuumsmechanischer Ebene passiert, da keine Spannungen und Dehnungen gemessen werden. Der Impetus-Prozess ist für diese Arbeit relevant, da mit ihm die Materialkarten für die untersuchten Kunststoffe erstellt wurden, mit denen die neuen Werkstoffmodelle auf Gesamtfahrzeugebene in Kapitel 6 verglichen werden.

Auf Basis der Untersuchung der mechanischen Eigenschaften müssen adäquate Werkstoffmodelle ausgewählt werden, die die identifizierten Eigenschaften abbilden können. Für die unverstärkten thermoplastischen Kunststoffe wurden das SAMP- [35], das Junginger-[40] und das SIMLab-Modell [67] vorgestellt. Alle drei Modelle können prinzipiell für die Crashsimulation von unverstärkten Kunststoffen verwendet werden. Für diese Arbeit wird das SIMLab-Modell ausgewählt, da es alle aus der Literatur bekannten und für den Fußgängerschutz relevanten mechanischen Eigenschaften abbilden kann.

Für die Simulation der glasfaserverstärkten thermoplastischen Kunststoffe gibt es zwei Ansätze, den mikromechanischen und den makromechanischen Ansatz. In der Fußgängerschutz-Simulation ist der makromechanische Ansatz wegen der einfacheren Definition der Faserrichtung und der kürzeren Rechenzeiten zielführend. Aus der Gruppe der makromechanischen Ansätze wird das sogenannte VW-Modell von Dr. Lars Greve ausgewählt, wie es von ihm in [30] vorgestellt wurde. Es kann sowohl die für die faserverstärkten Kunststoffe typische Anisotropie, als auch die für die Crashsimulation notwendige Dehnratenverfestigung abbilden.

Sowohl das SIMLab- als auch das VW-Modell enthalten eine Vielzahl an Werkstoffparametern, die mithilfe einer noch zu entwickelnden Parameteridentifikation aus den Werkstoffversuchen bestimmt werden müssen. Ziel der Parameteridentifikation ist es einen Satz an Werkstoffparametern zu bestimmen, mit dem die Ergebnisse der Werkstoffversuche optimal abgebildet werden können. Dafür wird üblicherweise eine automatische Optimierung aufgebaut. Als Optimierungsalgorithmus hat sich der Levenberg-Marquardt-Algorithmus als zielführend erwiesen, wie er zum Beispiel auch bei Seibert und Schöche [72] angewandt wurde. Gerade bei einer automatisierten Optimierung ist sicherzustellen, dass die sich ergebenden Werkstoffparameter physikalisch sinnvoll und zulässig sind.

2.7 Wissenschaftliche Fragestellungen

Das Ziel der Arbeit ist es das Crash- und Bruchverhalten von Kunststoffen im Fußgängerschutz von Fahrzeugen zu untersuchen. Das quasistatische mechanische Verhalten wurde bereits in mehreren Arbeiten untersucht. Das hochdynamische Crashverhalten von Kunststoffen wurde bisher nur in einzelnen Arbeiten jeweils getrennt entweder für einen unverstärkten oder einen faserverstärkten thermoplastischen Kunststoff untersucht. Offen bleibt die Frage, wie sich das crashrelevante mechanische Verhalten eines unverstärkten thermoplastischen Kunststoffes verändert, wenn aus ihm durch Zugabe von Fasern ein faserverstärkter Kunststoff wird. Gerade der Übergang vom Unverstärkten hin zum Faserverstärkten mit einem geringen Faseranteil wurde für Crashanwendungen nach dem Kenntnisstand des Autors noch nicht untersucht. Die Beantwortung dieser Frage wird eine zentrale Aufgabe dieser Forschungsarbeit sein.

Um den Einfluss des Faseranteils auf das Crashverhalten von thermoplastischen Kunststoffen untersuchen zu können, muss die bestehende Versuchstechnik im Hinblick auf hohe lokale Dehnungen, hohe Dehnraten und die Belastungsabhängigkeit entsprechend weiter entwickelt werden.

Mithilfe der Versuchsergebnisse müssen Werkstoffmodell für die Simulation des Crash- und Bruchverhaltens von unverstärkten und faserverstärkten Kunststoffen ausgewählt werden. Um diese anwenden zu können, muss eine Parameteridentifikation entwickelt werden. Die Parameteridentifikation beeinflusst maßgebend die Güte der Simulationsergebnisse und hat daher einen hohen Stellenwert.

Da neben dem Crash- auch das Bruchverhalten der Werkstoffe wichtig für den Fußgängerschutz ist, müssen die Werkstoffmodelle um ein an die Anforderungen des Fußgängerschutzes angepasstes Bruchmodell ergänzt werden.

Um die Frage zu klären, welchen Einfluss die Ergebnisse der gemachten Untersuchungen über das Crash- und Bruchverhalten von Kunststoffen auf den Fußgängerschutz haben, müssen entsprechende Validierungen der Ergebnisse auf Komponenten- und Gesamtfahrzeugebene durchgeführt und diskutiert werden.

3 Versuche zur Werkstoffcharakterisierung

Das Ziel der Arbeit ist es, das Crash- und Bruchverhalten unverstärkter und glasfaserverstärkter thermoplastischer Kunststoffe für den Fußgängerschutz zu untersuchen. Dazu werden die Werkstoffe auf drei Komplexitätsebenen betrachtet, dem Werkstoff, der Komponente und dem Fahrzeug, wie Abbildung 1.8 zeigt. Die Basis bildet dabei die Untersuchung der Kunststoffe auf Werkstoffebene, mit der sich das folgende Kapitel befasst.

Neben der Charakterisierung der Werkstoffe an sich bildet die Untersuchung auch die Basis für die Anwendung der komplexen Werkstoffmodelle, mit denen die Kunststoffe simuliert werden sollen. Wie in Kapitel 2.3.1 erklärt wurde reichen dafür genormte Versuche nicht aus.

Die zentrale Frage, die in diesem Kapitel untersucht werden soll, ist der Einfluss des Faseranteils auf die für den Fußgängerschutz relevanten mechanischen Eigenschaften von thermoplastischen Kunststoffen.

3.1 Definition der Werkstoffcharakterisierung

Um den Rahmen der Versuchsplanung festlegen zu können, wird zunächst aus der Fußgängerschutzanwendung heraus der zu untersuchende Werkstoff definiert und der charakteristische Arbeitsbereich bei einem Fußgängerschutztest analysiert. Der charakteristische Arbeitsbereich beschreibt den Belastungszustand des Werkstoffs in einem Fußgängerschutztest. Er ist maßgebend für die Definition des Versuchsplans und wird in Kapitel 3.1.2 näher erläutert.

Für die Versuchstechnik ergeben sich aus dem mechanischen Verhalten von Kunststoffen und den Randbedingungen der Fußgängerschutzanwendung Herausforderungen, die mit Standardversuchen nicht gelöst werden können. Es ist eine komplexe Versuchstechnik und auch Versuchsauswertung nötig, die in den Kapiteln Versuchsaufbau und -auswertung vorgestellt werden.

Es ist notwendig ein Referenzbauteil auszuwählen, das für den Fußgängerschutz hohe Relevanz hat und anhand dessen die Randbedingungen für die Werkstoffcharakterisierung erarbeitet werden können. Dafür wird das Bauteil „Lower Stiffener“ ausgewählt. Es besteht üblicherweise aus einem unverstärkten oder glasfaserverstärkten thermoplastischen Kunststoff, ist in nahezu allen Audi Fahrzeugen vorhanden und hat, wie in Kapitel 5.1 ausführlich gezeigt werden wird eine hohe Relevanz für den Fußgängerschutz. In Abbildung 3.1 ist das Bauteil „Lower Stiffener“ und dessen Einbaulage am Beispiel des aktuellen Audi A6 dargestellt.

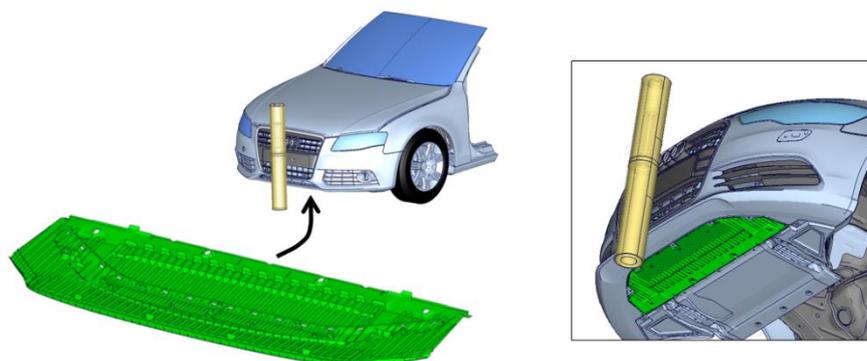


Abbildung 3.1: Lower Stiffener und dessen Einbaulage am Beispiel des aktuellen Audi A6

3.1.1 Auswahl relevanter Kunststoffe

Das Ziel der Werkstoffauswahl ist es einen unverstärkten oder faserverstärkten thermoplastischen Kunststoff auszuwählen, der eine möglichst hohe Relevanz für den Fußgängerschutz bei Audi hat. Um den Einfluss des Faseranteils zu untersuchen, soll eine unverstärkte Variante und zwei Varianten mit einem unterschiedlichen Glasfaseranteil ausgewählt werden.

Als Entscheidungsgrundlage wird eine Übersicht der für das Referenzbauteil Lower Stiffener verwendeten Werkstoffe aktueller Audi Modelle angefertigt. Das Ergebnis ist in der Abbildung 3.2 dargestellt.

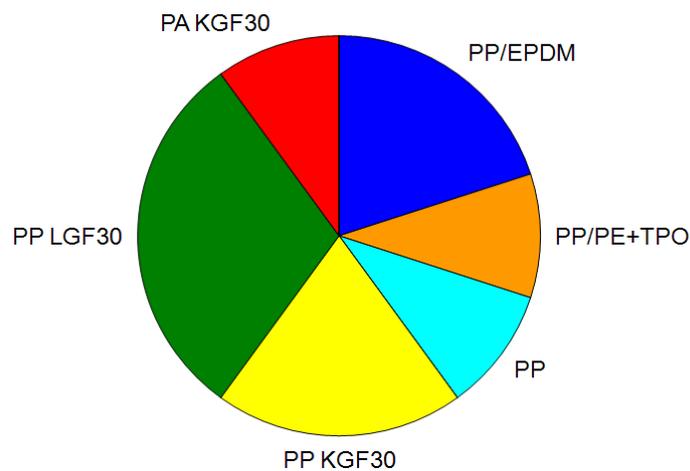


Abbildung 3.2: Übersicht der Werkstoffe des Fußgängerschutzbauteils Lower Stiffener der aktuellen Audi Modelle

Aus Abbildung 3.2 geht eine deutliche Dominanz des Werkstoffs Polypropylen (PP) hervor. Daher wird dieser thermoplastische Kunststoff wegen seiner hohen Einsatzquote und der daraus abgeleiteten Relevanz für Audi für die Werkstoffcharakterisierung ausgewählt.

Der übliche Faseranteil liegt laut Abbildung 3.2 bei 30%. Daher wird dieser Faseranteil als zweite Variante definiert. Um den Übergang von unverstärktem Kunststoff (0% Faseranteil) zu einem mit geringem Faseranteil untersuchen zu können, wird als dritte Variante eine mit 10% Glasfasern ausgewählt. Die Entscheidung für die 10%-Variante ist begründet in dem zu erwartenden Eigenschaftssprung von 0% zu einem geringen Prozentsatz an Glasfasern.

Eine weitere Entscheidung, die getroffen werden muss, ist die der Faserlänge. Die drei verschiedenen Kategorien der Faserlänge KGF, LGF und endlosfaser wurden in Kapitel 2.1 vorgestellt. Aus Abbildung 3.2 geht hervor, dass der Anteil der langglasfaserverstärkten Kunststoffe (LGF) den der kurzglasfaserverstärkten (KGF) knapp übertrifft. Für die faserverstärkten Varianten werden daher langglasfaserverstärkte Kunststoffe (LGF) gewählt.

Damit sind die zu untersuchenden Werkstoffe definiert als:

- PP
- PP LGF10
- PP LGF30

Da der Lower Stiffener des aktuellen Audi A6 aus PP LGF30 besteht, wird dessen Werkstoff als Basis für die Charakterisierung ausgewählt. Ausgehend von diesem wird eine Variante mit 10% und eine mit 0% Glasfasern (unverstärkt) erstellt. Die Variante mit 0% Glasfasern besteht damit ausschließlich aus der Matrix des Ausgangswerkstoffes PP LGF30.

An dieser Stelle sei noch einmal explizit darauf hingewiesen, dass der einzige Unterschied zwischen den drei zu untersuchenden Werkstoffen der Faseranteil (0%, 10%, 30%) ist. Die Matrix ist bei allen drei Varianten identisch bzw. die des Unverstärkten.

Der Faseranteil bezieht sich, wie in Kapitel 2.1 erläutert wurde, auf die Massenprozent der Glasfasern, wie es bei thermoplastischen Kunststoffen üblich ist.

3.1.2 Untersuchung des charakteristischen Arbeitsbereichs

Als charakteristischer Arbeitsbereich werden die Belastungszustände des Werkstoffs bezeichnet, die sich bei einem Fußgängerschutztest in einem Bauteil einstellen. In jedem Punkt des Bauteils ergeben sich über der Zeit veränderliche Spannungs- und Dehnungszustände, die der charakteristische Arbeitsbereich zusammenfasst. Anhand dessen können die Randbedingungen für die Werkstoffcharakterisierung definiert werden.

Wichtige Erkenntnisse für die Werkstoffcharakterisierung sind in welchem Dehnratenbereich sich die Belastung bewegt und welcher Belastungszustand sich einstellt. Ist die Belastung zug-, druck- oder schubdominiert? Diese Frage kann mithilfe von FEM-Simulationen beantwortet werden, da hierbei die Spannungen, Dehnungen und Dehnraten ausgewertet werden können.

Als Referenzbauteil wird wiederum der Lower Stiffener des Audi A6 verwendet. Als Referenzlastfall wird die Fahrzeugsimulation eines Beinanpralls mit dem Lower Leg Impaktor herangezogen, in der der Impaktor auf die Fahrzeugmitte bzw. bei $Y=0\text{mm}$ geschossen wird.

Im ersten Schritt wird der Dehnratenbereich untersucht, der sich bei einer Fußgängerschutzsimulation im Lower Stiffener einstellt. In Abbildung 3.3 ist für die zwei Zeitpunkte mit der maximalen Belastung (bei 5 und 8ms) die plastische Dehnrate in logarithmischer Skalierung dargestellt.

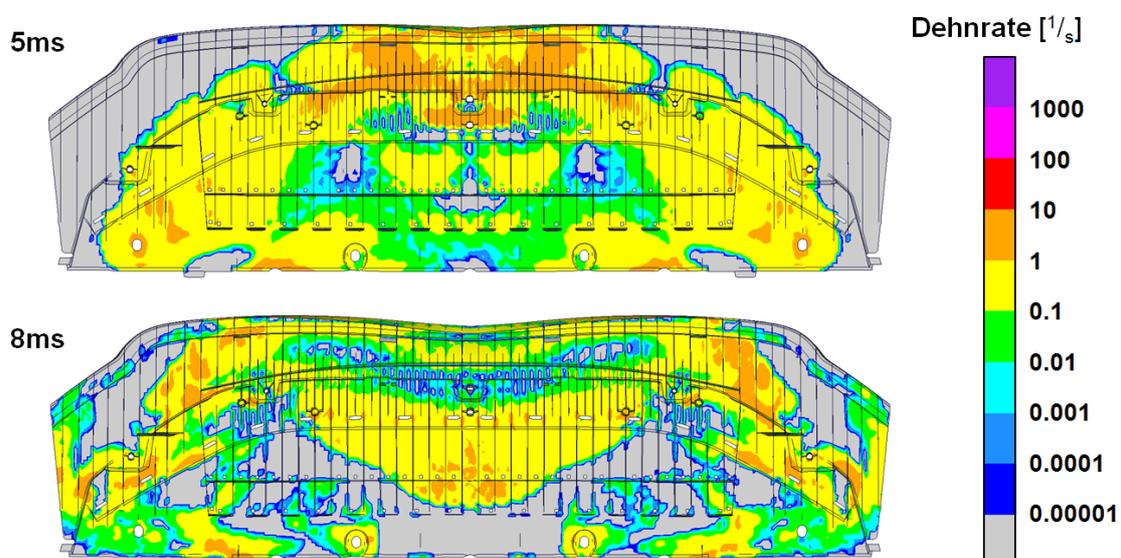


Abbildung 3.3: Plastische Dehnrate im Lower Stiffener

In den grauen Bereichen in Abbildung 3.3 treten keine bis sehr kleine Dehnungen auf und daher ist die Dehnrate, die die zeitliche Ableitung der Dehnung ist auch kleiner als $0.00001\%/s$. In den belasteten Bereichen des Lower Stiffeners liegen hauptsächlich Dehnraten von 0.001 bis maximal $10\%/s$ vor. Die Werkstoffcharakterisierung muss sich an diesem Bereich orientieren.

Neben der Dehnrate ist auch der Belastungszustand des Lower Stiffeners für die Versuchsplanung wichtig. Wegen der Lage des Lower Stiffeners im Fahrzeug, die Abbildung 3.1 zeigt und der flächenhaften Geometrie wird dieser bei einem Fußgängerschutztest hauptsächlich auf Biegung belastet. Eine Biegebelastung zeichnet sich dadurch aus, dass auf einer Seite Zug- und auf der entgegengesetzten Druckspannungen herrschen. In der Mitte gibt es einen Bereich (neutrale Faser), der unbelastet bleibt.

In der folgenden Abbildung sind für den Zustand der maximalen Deformation des Lower Stiffeners die Spannungen auf der Schalenoberseite (oben), der Schalenmitte (mitte) und der Schalenunterseite (unten) dargestellt. Es stellt sich der vermutete Biegezustand ein. Weiterhin ist festzuhalten, dass die Zugspannungen auf der Unterseite die Druckspannungen auf der Oberseite leicht überwiegen.

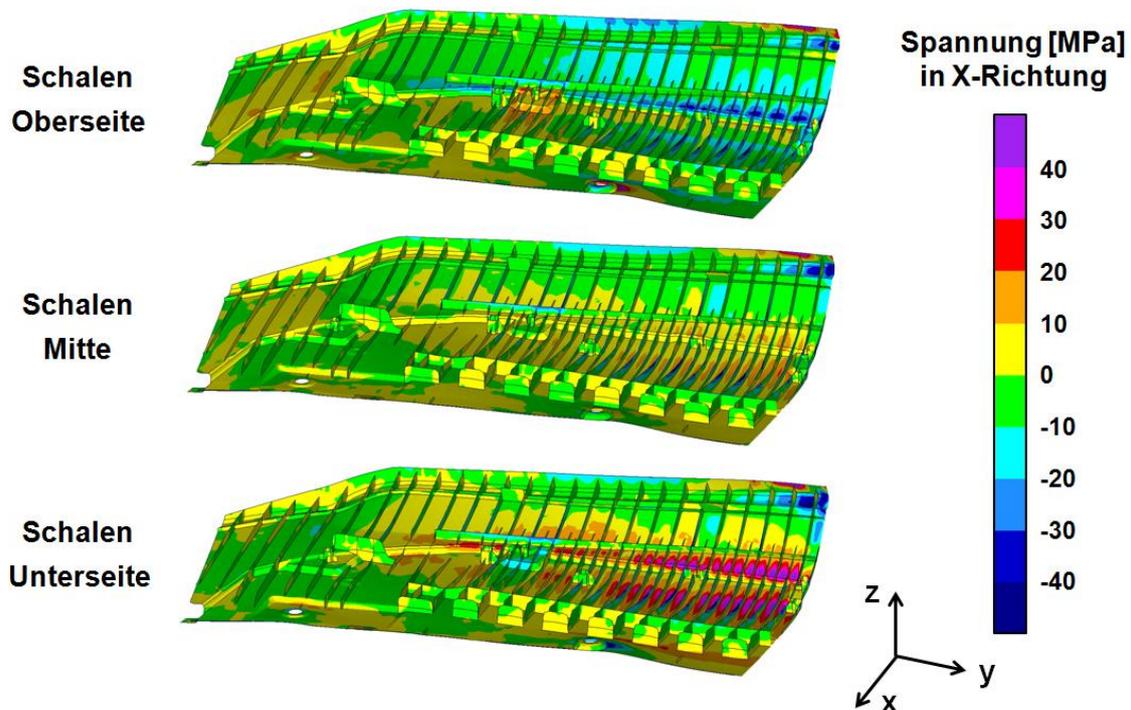


Abbildung 3.4: Spannungen in X-Richtung auf der Schalenoberseite, -mitte und -unterseite

Aus diesen Untersuchungen bleibt festzuhalten, dass der charakteristische Arbeitsbereich definiert ist mit einem Dehnratenbereich von 0.001 bis $10\%/s$ und der Belastungsform Biegung bzw. einer Kombination von Zug- und Druckspannungen.

3.1.3 Planung der Werkstoffversuche

In der Versuchsplanung wird der Umfang und die Art der Versuche für die Werkstoffcharakterisierung definiert. Darin sollen sowohl die Eigenschaften der Kunststoffe als auch die speziellen Randbedingungen des Fußgängerschutzes berücksichtigt werden.

In dem Kapitel 2.2 wurden die Ergebnisse bisher durchgeführter Arbeiten über das komplexe mechanische Verhalten der unverstärkten und glasfaserverstärkten thermoplastischen Kunststoffe zusammengestellt. Die Anforderungen aus dem Fußgängerschutz wurden im vorhergehenden Kapitel anhand des charakteristischen Arbeitsbereiches untersucht. Aus den Erkenntnissen wird der in Abbildung 3.5 dargestellte Versuchsplan abgeleitet.

Versuchart	Dehnrates [1/s]	0°	45°	90°
Zug	0.001	3	3	3
Zug	0.01	3		
Zug	0.1	3		
Zug	1	3		
Druck	0.001	3	3	3
Druck	0.1	3		
Schub	0.001	3	3	3
Schub	0.1	3		

Belastungsabhängigkeit

Dehnratenabhängigkeit

Richtungsabhängigkeit

Abbildung 3.5: Versuchsplan für die Werkstoffcharakterisierung

Die Belastungsabhängigkeit des Werkstoffs wird mit Zug-, Druck- und Schubversuchen untersucht. Die Untersuchung des charakteristischen Arbeitsbereiches hat gezeigt, dass der Lower Stiffener auf Biegung belastet wird und sich so hauptsächlich Zug- und Druckspannungen ergeben. Die Schubversuche dienen der zusätzlichen Untersuchung der Belastungsabhängigkeit des Werkstoffs.

Die Dehnratenabhängigkeit der Kunststoffe ist ein bereits bekanntes Phänomen. Wegen dessen großen Einflusses gerade für den Fußgängerschutz wird sie auch hier mit Versuchen adressiert. Im Detail wird die Dehnratenabhängigkeit anhand der Zugversuche untersucht und die Ergebnisse mittels der Druck- und Schubversuchen überprüft. Der Zugversuch wurde gewählt, da er zusammen mit dem Druckversuch sehr relevant für den Fußgängerschutz ist und dabei eine Erhöhung der Abzugsgeschwindigkeit am einfachsten umzusetzen ist. Der Dehnratenbereich für den Zugversuch beläuft sich von $0.001\frac{1}{s}$ bis $1\frac{1}{s}$. Die niedrigste Dehnrates von $0.001\frac{1}{s}$ kann als quasistatischer Fall angenommen werden. Die höchste Dehnrates wird auf $1\frac{1}{s}$ festgelegt. Damit sind die Dehnrates, die im Lower Stiffener auftreten, nahezu komplett abgedeckt wie Abbildung 3.3 zeigt. Lokal treten in wenigen Elementen Dehnrates bis $45\frac{1}{s}$ auf. Diese sind mit der Messung nicht mehr abdeckt und müssen aus den Ergebnissen der Messung von $0.001\frac{1}{s}$ bis $1\frac{1}{s}$ heraus extrapoliert werden. In den Arbeiten von Delhaye [17], Junginger [40] und des FAT [28] wurden auch höhere Dehnrates für Kunststoffe untersucht. Bei allen Arbeiten wurde eine nahezu lineare Dehnratesverfestigung über der logarithmischen Dehnrateszunahme bis zu Dehnrates von $100\frac{1}{s}$ nachgewiesen. Somit ist die Extrapolation der Ergebnisse bis $100\frac{1}{s}$ möglich.

Ein weiterer Grund für die Wahl der maximalen Dehnrates von $1\frac{1}{s}$ stellt die Versuchstechnik dar. Wie Tabelle 2.3 zeigt kann mit einer Universalprüfmaschine eine maximale Dehnrates von $1\frac{1}{s}$ erreicht werden. Höhere Dehnrates erfordern eine servohydraulische Prüfmaschine, die bei der Messung zu Oszillationen tendieren, wie König [42] zeigt. Auch müssten für die optische Dehnungsmesstechnik Hochgeschwindigkeitskameras eingesetzt werden. Diese benötigen für die Aufnahmen viel Licht, das nur mit starken Scheinwerfern realisiert werden kann. So kommt es bei der Messung zu einem Aufheizen der Probe, was bei Kunststoffen wegen der vergleichsweise niedrigen Schmelztemperaturen zu stark abweichenden Ergebnissen führen kann. Gerade vor dem Hintergrund der zuvor diskutierten möglichen Extrapolation der Messungen wird daher die maximale Dehnrates auf $1\frac{1}{s}$ festgelegt.

Die Richtungsabhängigkeit (Anisotropie) wird untersucht, indem Proben in verschiedenen Richtungen in Bezug zur Hauptflussrichtung aus den Platten entnommen werden. Die Definition der Richtungen ist am Beispiel der Druckprobe in Abbildung 3.6 dargestellt.

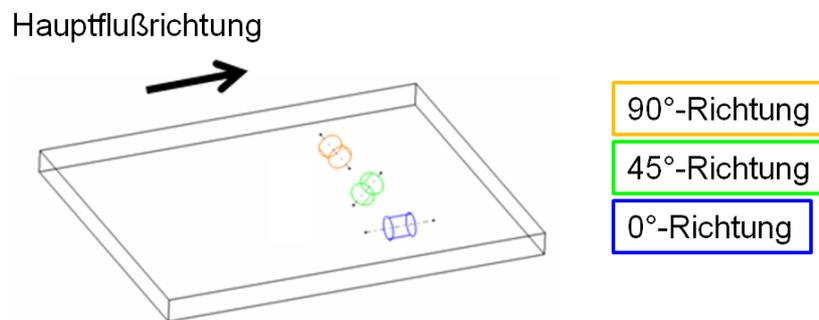


Abbildung 3.6: Definition der Richtungen

Wie in Abbildung 3.5 dargestellt, werden von jedem Versuchstyp drei Wiederholversuche durchgeführt. Damit können Ausreißer oder Messfehler identifiziert und aus der Betrachtung genommen werden.

3.1.4 Definition der Probekörper

Die Ausgangsbasis für die Probekörper sind spritzgegossene Kunststoffplatten im Format 600x160mm. Die Platten liegen in den Dicken 3mm und 4mm vor.

Gerade für die faserverstärkten Kunststoffe können sich in den Randbereichen und im Bereich des Angusses Zonen mit einer undefinierten Faserorientierung bilden. Aus diesen Bereichen dürfen keine Probekörper entnommen werden. In Abbildung 3.7 ist die Faserorientierung in der verwendeten Probeplatte als Ergebnisse einer Spritzgießsimulation dargestellt. Das rote Rechteck markiert den zulässigen Bereich, aus dem Probekörper entnommen werden dürfen, da hier eine eindeutige Faserorientierung vorliegt.

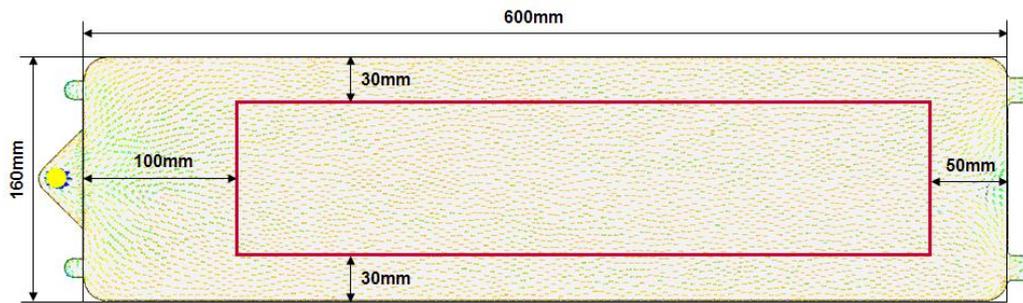


Abbildung 3.7: Faserorientierung in der Probeplatte aus einer Spritzgießsimulation und zulässiger Bereich für Probeentnahme (rot)

Der in Kapitel 3.1.3 definierte Versuchsplan umfasst Zug-, Druck- und Schubversuche. Für die Versuche müssen Probekörper definiert werden. Die für diese Werkstoffcharakterisierung definierten Probekörper sind in Abbildung 3.8 dargestellt. Die technischen Zeichnungen der Probekörper, die auch alle Maße beinhalten, sind in Anhang 8.1 dargestellt.

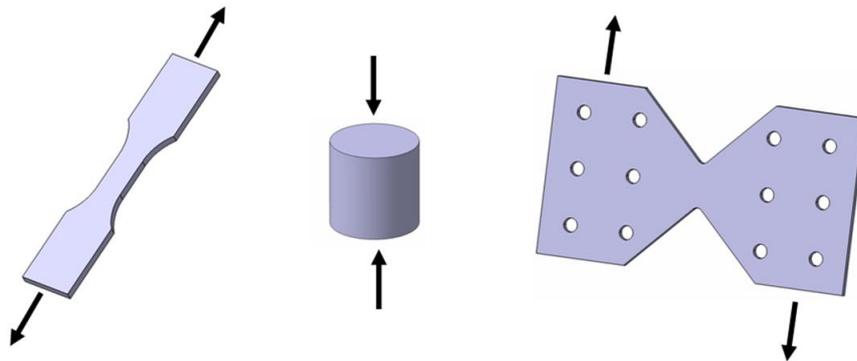


Abbildung 3.8: Probekörper für den Zug-, Druck- und Schubversuch

Für den Zugversuch wird eine Probengeometrie analog der ISO 527 [65] ausgewählt. Lediglich der Proportionalitätsbereich wird auf 15mm gekürzt. Mit dieser Anpassung können höhere Dehnraten analog der Gleichung (2.2) erzielt werden. Einen Nachweis der Zulässigkeit dieser Anpassung wird von Becker [12] anhand einer Zugprobe mit gekürztem Proportionalitätsbereich erbracht. Die Proben werden aus den Platten gefräst, wie in ISO 2818 [64] beschrieben.

Für den Druckprobekörper werden in der Norm ISO 604 [66] zwei Probekörper vorgeschlagen, ein Quader und ein Zylinder. Krivachy [46] beschreibt, dass der Zylinder für Kunststoffe die beste Wahl ist. Der maximale Durchmesser der Druckprobe ist durch die Dicke der Probeplatten definiert. Diese beträgt bei den dickeren Platten 4mm. Zur Herstellung der Proben werden längliche Quader aus den Platten gefräst, die durch Schleifen in eine zylindrische Form gebracht werden. Aus den 4mm dicken Platten werden so zylindrische Proben mit einem Durchmesser von 3mm hergestellt. Um ein Knicken der Probe zu verhindern, wird die Probenhöhe auf 3mm beschränkt.

Es gibt keine ISO Norm in der ein Schubprobekörper für Kunststoffe beschrieben ist. In Junginger [40] und Krivachy [46] wird ein Probekörper für die Schubversuche mit Kunststoffen verwendet, wie er von Arcan et al. [4] vorgeschlagen wurde. Nach Junginger und Krivachy sind die damit erzielten Ergebnisse sehr gut. Daher wird auch für diese Arbeit ein Probekörper für die Schubversuche ausgewählt, der an den Arcan-Vorschlag angelehnt ist.

3.1.5 Prozess der Versuchsauswertung

Als Messergebnisse stehen aus der Kraftmessdose ein Kraft-Zeit-Signal und aus der optischen Dehnungsmesstechnik drei Dehnungs-Zeit-Signale zur Verfügung. Für die Auswertung der Dehnungsmessung mit der Software Aramis der Firma GOM muss ein Bereich definiert werden, über den gemittelt die Komponenten des Verzerrungstensors ε_x , ε_y , ε_{xy} berechnet werden. Das Programm berechnet direkt die wahren Dehnungen. Die Auswertebereiche für den Zug- und Schubversuch sind in Abbildung 3.9 dargestellt.

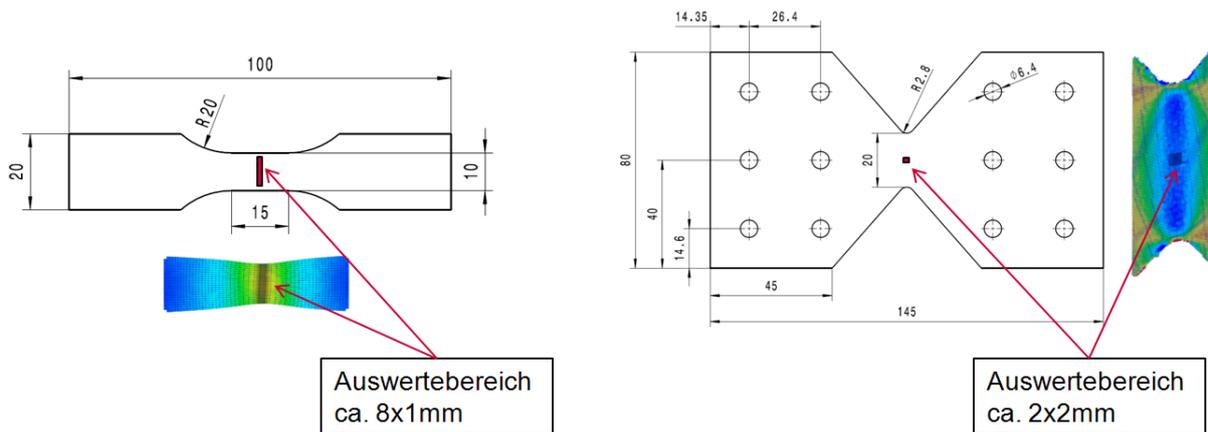


Abbildung 3.9: Auswertebereiche für den Zug- und Schubversuch

Für den Druckversuch wird die wahre Dehnung in Druckrichtung $\varepsilon_x(t)$ aus dem Traversenweg der Prüfmaschine $u_T(t)$ und der Ausgangslänge l_0 der Probe, die bei dem Druckprobekörper 3mm beträgt, berechnet nach:

$$\varepsilon_x(t) = \ln\left(\frac{u_T(t)}{l_0} + 1\right) \quad (3.1)$$

Mithilfe eines automatisierten Schwarz-Weißabgleichs, der mit dem Programm Matlab realisiert wurde, kann aus den Versuchsvideos der aktuelle Durchmesser $d(t)$ in der Mitte der Druckprobe berechnet werden. Mit dem Ausgangsdurchmesser d_0 der Probe kann die Querdehnung $\varepsilon_y(t)$ für die Druckversuche berechnet werden nach:

$$\varepsilon_y(t) = \ln\left(\frac{d(t) - d_0}{d_0} + 1\right) \quad (3.2)$$

Damit stehen für alle drei Versuche die Kraft-Zeit-Signale der Kraftmessdose $F(t)$, die wahren Dehnungs-Zeit-Signale $\varepsilon_x(t)$, $\varepsilon_y(t)$ und die Ausgangsgeometrie der Probekörper zur Verfügung. Aus diesen Größen werden im nächsten Schritt die wahren Spannungs-Dehnungsdiagramme berechnet. Der prinzipielle Ablauf ist am Beispiel des Zugversuches in Abbildung 3.10 dargestellt.

3. Versuche zur Werkstoffcharakterisierung

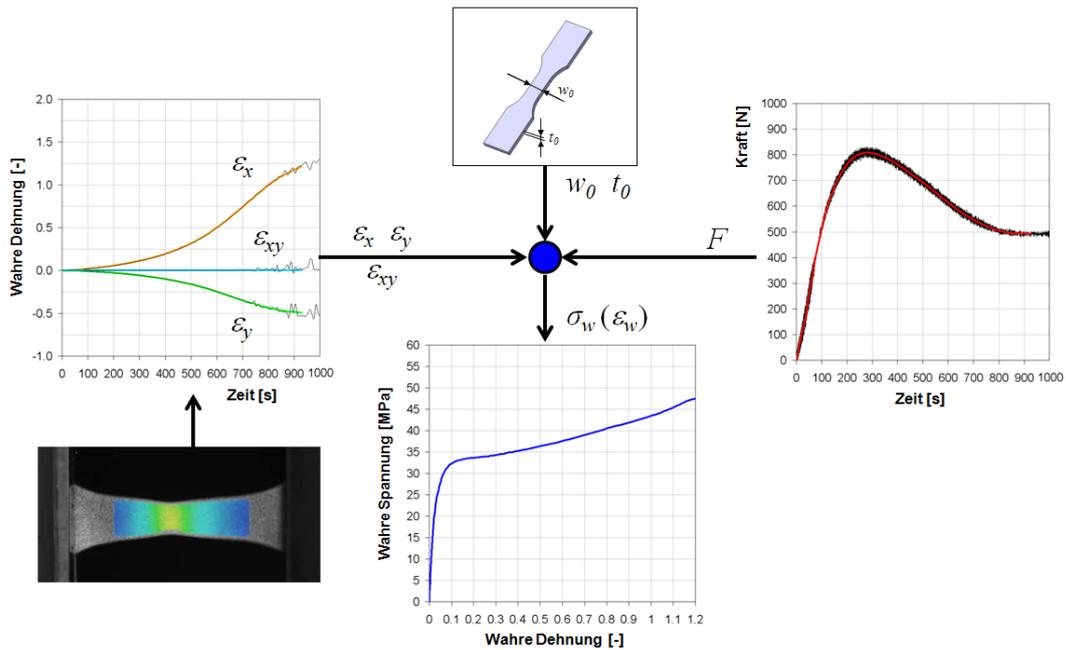


Abbildung 3.10: Ablauf der Versuchsauswertung am Beispiel der Zugprobe

Das Kraft-Zeit-Signal (schwarze Kurve) wird in einem ersten Schritt gefiltert (rote Kurve). Die Dehnungs-Zeit-Signale (schwarze Kurven) beginnen bei hohen Dehnungen zu oszillieren. Um möglichst viel Information der Dehnungskurven nutzen zu können, werden die Kurven geglättet (farbige Kurven).

Es wird angenommen, dass die nicht gemessene Dehnung in z-Richtung gleich der Dehnung in y-Richtung ist.

$$\varepsilon_y = \varepsilon_z \quad (3.3)$$

Die wahre Spannung für den Zug kann aus den Messgrößen berechnet werden nach:

$$\sigma_z(t) = \frac{F(t)}{A(t)} = \frac{F(t)}{A_0 e^{2\varepsilon_y(t)}} = \frac{F(t)}{w_0 t_0 e^{2\varepsilon_y(t)}} \quad (3.4)$$

Durch einen Basiswechsel kann aus $\sigma_z(t)$ und $\varepsilon_x(t)$ die wahre Spannungs-Dehnungskurve $\sigma_z(\varepsilon_x)$ berechnet werden.

Als weitere Auswertegröße wird die Querkontraktion $\nu(t)$ berechnet. Sie kann aus den beiden Dehnungssignalen berechnet werden nach:

$$\nu(t) = -\frac{\varepsilon_y(t)}{\varepsilon_x(t)} \quad (3.5)$$

Auch hier ist es für die spätere Auswertung der Ergebnisse sinnvoll analog der Spannungsberechnung einen Basiswechsel von $v(t)$ nach $v(\varepsilon_x)$ vorzunehmen.

Als weitere wichtige Größe für die Definition des plastischen Potenzials wird die Volumenänderung ausgewertet. Hierfür wird üblicherweise die Volumendehnung nach folgender Gleichung berechnet:

$$\varepsilon_V = \text{Spur}(\boldsymbol{\varepsilon}) = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = \varepsilon_x + 2\varepsilon_y = \varepsilon_x(1 - 2\nu) \quad (3.6)$$

Der Druckprobekörper hat einen Kreisquerschnitt. Die Druckspannungen $\sigma_D(t)$ werden nach folgender Gleichung berechnet:

$$\sigma_D(t) = \frac{|F(t)|}{\frac{\pi}{4} d_0^2 e^{2\varepsilon_y(t)}} \quad (3.7)$$

Die Querkontraktion und die Volumendehnung des Druckversuches werden analog zu denen des Zugversuches, nach Gleichung (3.5) und (3.6) berechnet.

Für den Schubversuch wird die Schubspannung nach folgender Gleichung berechnet:

$$\sigma_{Schub}(t) = \frac{F(t)}{A_0} = \frac{F(t)}{h_0 t_0} \quad (3.8)$$

Die Anfangsquerschnitte der drei Probekörper können den technischen Zeichnungen im Anhang 8.1 entnommen werden. Da die Maße der realen Probekörper jedoch eine gewisse Streuung aufwiesen, wurde die für die Berechnung der Ergebnisse relevanten Maße für jeden Prüfkörper vor dem Versuch gemessen und anschließend für die Berechnung der Ergebnisse individuell verwendet.

Wie im vorhergehenden Kapitel bereits erwähnt, werden von jedem Versuchstyp drei Wiederholversuche durchgeführt. So können Versuche, die z.B. einen Messfehler oder ähnliches enthalten, identifiziert und von der weiteren Betrachtung ausgenommen werden. Aus den verbleibenden Wiederholversuchen werden für die bessere Anschaulichkeit Mittelwert-Kurven gebildet.

3.2 Ergebnisse der Werkstoffcharakterisierung

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Charakterisierung der Werkstoffe PP, PP LGF10 und PP LGF30 präsentiert und diskutiert. Zunächst werden die einzelnen Belastungsarten Zug, Druck und Schub für die drei Werkstoffe betrachtet und anschließend der Vergleich der Belastungsarten gezogen. Das Versagen bzw. der Werkstoffbruch wird in einem eigenen Kapitel genauer analysiert.

Um den Einfluss des Faseranteils im Werkstoff gut untersuchen zu können, werden in den folgenden Diagrammen die drei Werkstoffe nach steigendem Faseranteil von links nach rechts nebeneinander angeordnet. Die Skalierung der vertikalen Achsen ist bis auf die Diagramme der Volumendehnung identisch, um ein einfaches Vergleichen der Absolutwerte zu ermöglichen. Wo es sinnvoll ist werden in den Diagrammen der faserverstärkten Kunststoffe die Ergebnisse des Unverstärkten mit abgebildet.

Ist bei einem Versuch die Probe gebrochen, so wird dies mit einem Punkt am Ende der Spannungs-Dehnungskurve dargestellt. Bei Kurven ohne Punkt ist die Probe nicht gebrochen bevor die optische Dehnungsmesstechnik ihren maximalen Messbereich erreicht hat.

Teile der folgenden Ergebnisse wurden so auch bei einem Vortrag des Autors [45] gezeigt.

3.2.1 Mechanisches Verhalten unter einachsiger Zugbelastung

Wie im Versuchsplan in Abbildung 3.5 definiert wurde, werden für die drei Werkstoffe Zugversuche in verschiedenen Richtungen und bei verschiedenen Geschwindigkeiten durchgeführt. In Abbildung 3.11 sind die Ergebnisse der Zugversuche in die drei Richtungen für den quasistatischen Lastfall beziehungsweise einer Dehnrates von $0.001 \frac{1}{s}$ dargestellt.

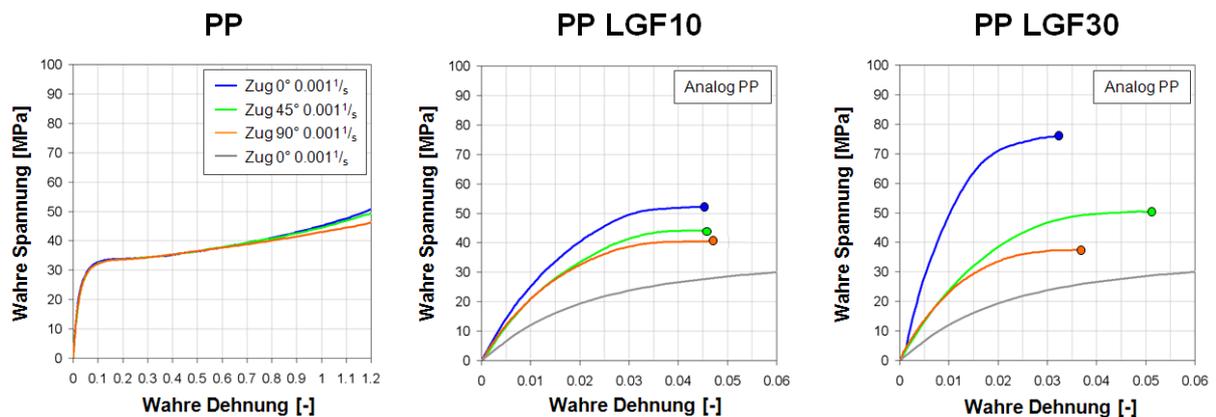


Abbildung 3.11: Zugversuch – Anisotropie (Richtungsabhängigkeit)

Das unverstärkte PP zeigt nahezu keinen Unterschied zwischen den drei Richtungen, es verhält sich isotrop. Hingegen die faserverstärkten Varianten zeigen eine deutliche Anisotropie, die mit steigendem Faseranteil zunimmt.

Ein weiterer wichtiger Unterschied sind die erreichten Dehnungen. Der unverstärkte Kunststoff zeigt wahre Dehnungen bis zu 120% ohne Bruch, wohingegen das mit 10% verstärkte PP eine Bruchdehnung von 4.5 bis 5% und das mit 30% eine Bruchdehnung von 3 bis 5% zeigt. Das unverstärkte PP beginnt bei ca. 10% Dehnung einzuschnüren. In der

Einschnürung werden bei nur geringfügig steigenden Spannungen sehr hohe Dehnungen erreicht. Die faserverstärkten Kunststoffe zeigen keine Einschnürung und einen frühen spröden Bruch.

Der Vergleich zwischen der unverstärkten Spannungs-Dehnungskurve (grau) mit denen der Faserverstärkten zeigt, dass auch bei Proben, in denen die Fasern in 90°-Richtung liegen, sich eine höhere Steifigkeit und Festigkeit im Vergleich zu dem unverstärkten PP einstellt.

Um die Anisotropie und deren Grad analysieren zu können, wird ein entsprechendes Maß definiert. Dazu werden die Spannungs-Dehnungsdiagramme auf die Ergebnisse der 0°-Richtung normiert nach der Gleichung:

$$Anisotropie = \frac{\sigma_{0^\circ,45^\circ,90^\circ}}{\sigma_{0^\circ}} \quad (3.9)$$

Die Ergebnisse der Anisotropie sind in Abbildung 3.12 dargestellt.

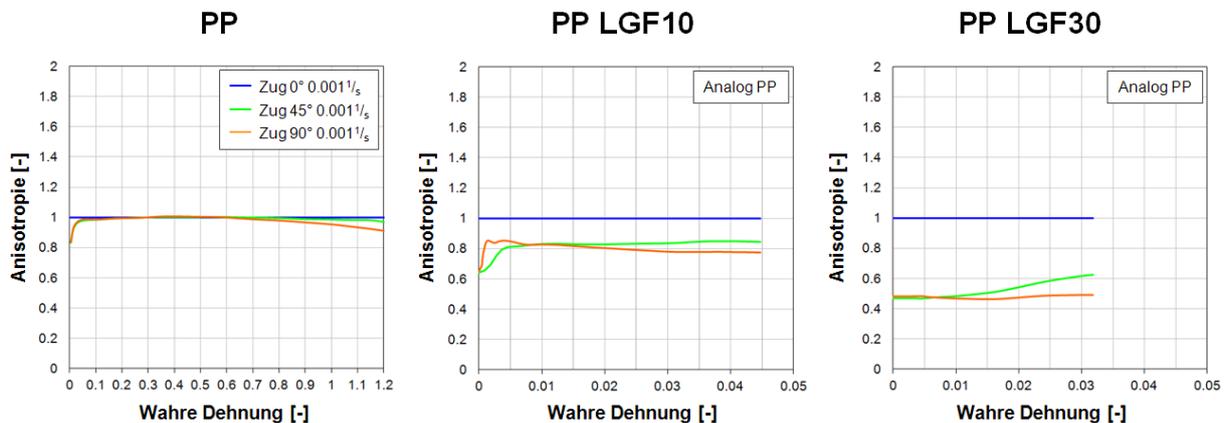


Abbildung 3.12: Zugversuch – Normierte Anisotropie

Aus den Diagrammen in Abbildung 3.12 ist deutlich die mit dem Faseranteil zunehmende Richtungsabhängigkeit zu sehen. Weiterhin ist ersichtlich, dass die Anisotropie über der Dehnung in etwa konstant bleibt. In der Tabelle 3.1 sind die Mittelwerte der Anisotropie eingetragen.

Richtung	PP	PP LGF10	PP LGF30
0°	1	1	1
45°	0.982	0.823	0.533
90°	0.971	0.811	0.473

Tabelle 3.1: Vergleich der Mittelwerte der normierten Anisotropie

Werden die Mittelwerte der Anisotropie über dem Faseranteil angetragen, so ergibt sich der in Abbildung 3.13 dargestellte Verlauf.

3. Versuche zur Werkstoffcharakterisierung

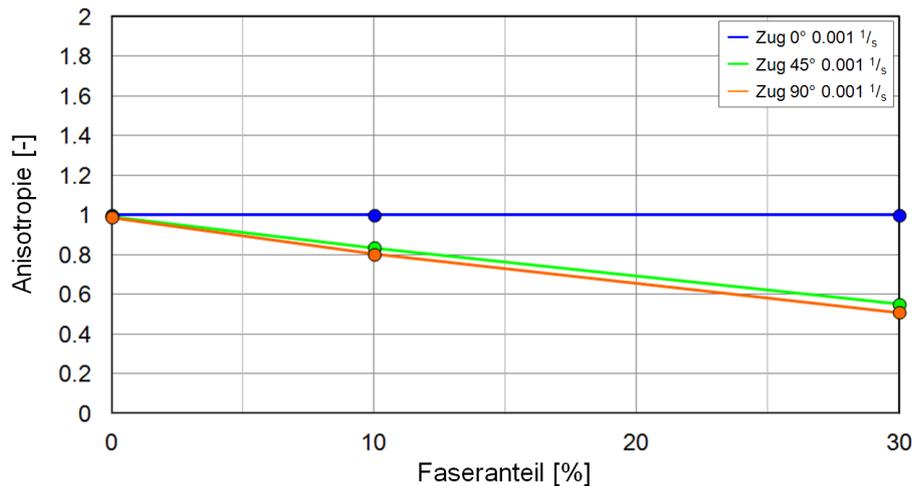


Abbildung 3.13: Normierte Anisotropie als Funktion des Faseranteils

Der Verlauf der Anisotropie über dem Faseranteil ist wie Abbildung 3.13 zeigt annähernd linear.

Um den Einfluss der Dehnrates auf die mechanischen Eigenschaften der drei Werkstoffe zu untersuchen, werden Zugversuche bei vier verschiedenen Dehnraten durchgeführt. Die Dehnrates wird jeweils von Versuch zu Versuch verzehnfacht. Es werden ausschließlich Proben in 0°-Richtung verwendet. Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 3.14 dargestellt.

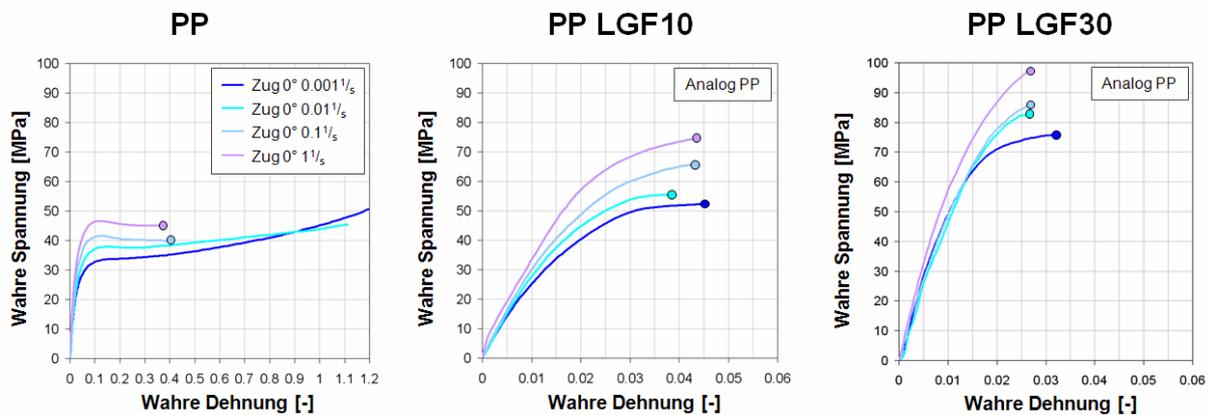


Abbildung 3.14: Zugversuch – Dehnratenabhängigkeit

Alle drei Werkstoffe zeigen eine deutliche Dehnratenverfestigung. Da die Glasfasern an sich keine Dehnratenabhängigkeit aufweisen, muss diese durch den Kunststoff initiiert werden. Um die Dehnratenverfestigung objektiv bewerten zu können, werden die Kurven analog der Anisotropie auf die Spannungs-Dehnungs-Kurve bei $0.001 \frac{1}{s}$ normiert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 3.15 dargestellt.

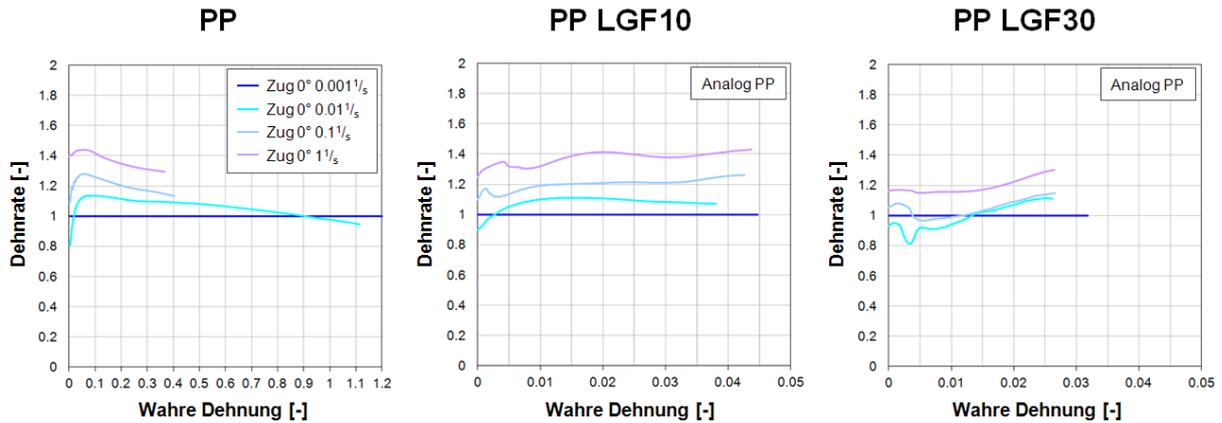


Abbildung 3.15: Zugversuch – Normierte Dehnratenabhängigkeit

Für das unverstärkte PP ist die Dehnratenverfestigung von einer zur nächsten Dehnrate ähnlich. Dies zeigt sich auch bei PP LGF10. Lediglich PP LGF30 zeigt erst bei höheren Dehnungen eine Zunahme der Festigkeit. Die Mittelwerte der normierten Dehnratenverfestigung sind in Tabelle 3.2 dargestellt. Auch hier zeigt sich, dass die Dehnratenverfestigung für PP und PP LGF10 in den Mittelwerten ähnlich sind. PP LGF30 hat eine deutliche geringere Dehnratenverfestigung und sogar bei kleinen Dehnungen eine Dehnratenentfestigung. Diese Erkenntnis bestätigt die Annahme, dass die Dehnratenverfestigung lediglich durch die Kunststoffmatrix induziert wird.

Dehnrate	PP	PP LGF10	PP LGF30
0.001	1.000	1.000	1.000
0.01	1.060	1.080	0.969
0.1	1.208	1.202	1.041
1	1.394	1.383	1.195

Tabelle 3.2: Mittelwerte der normierten Dehnratenabhängigkeit

Abschließend sind die normierten Werte der Dehnratenabhängigkeit noch über dem Faseranteil angetragen. Das Ergebnis zeigt Abbildung 3.16. Der Sprung von 10% zu 30% Glasfasern ist aus den Kurven deutlich ersichtlicher.

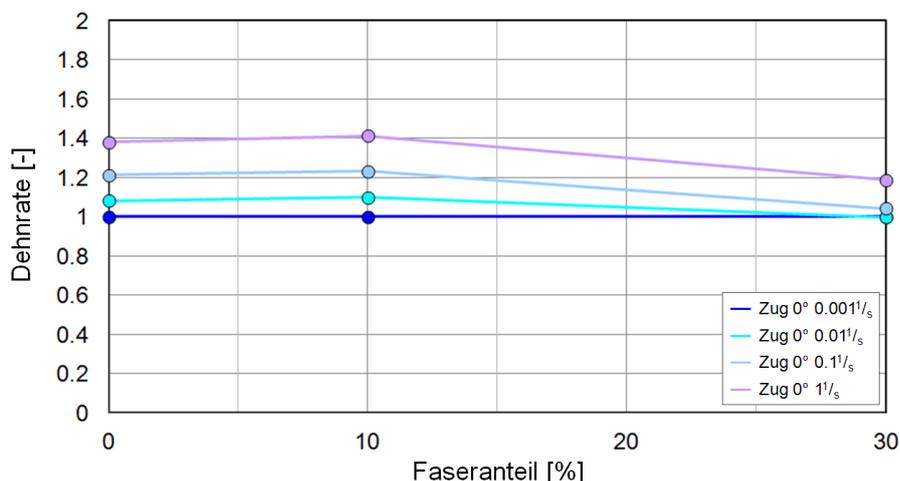


Abbildung 3.16: Zugversuch – Normierte Dehnrate als Funktion des Faseranteils

3. Versuche zur Werkstoffcharakterisierung

Abschließend wird für den Zugversuch noch die Querkontraktion und die davon direkt abhängende Volumenzunahme in den Abbildung 3.17 und Abbildung 3.18 ausgewertet. Den Zusammenhang der beiden Größen zeigt Gleichung (3.6).

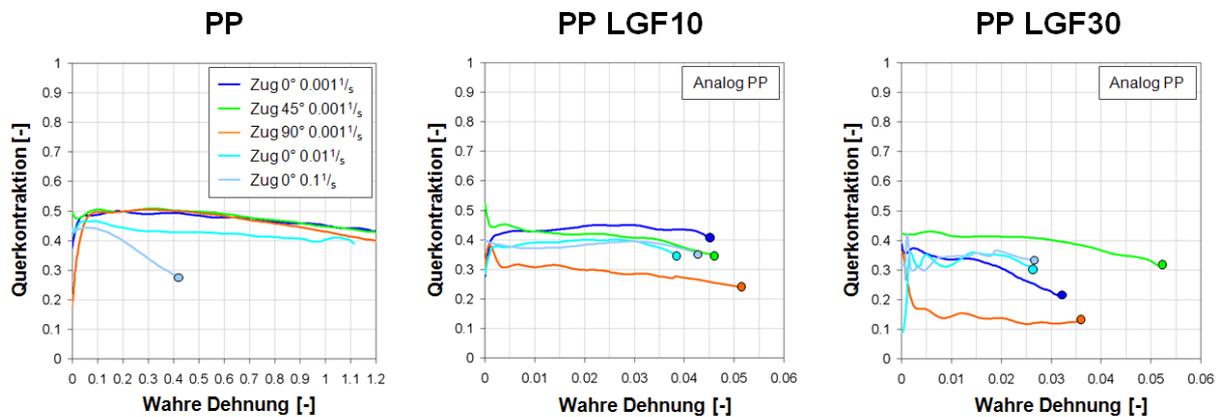


Abbildung 3.17: Zugversuch – Querkontraktion

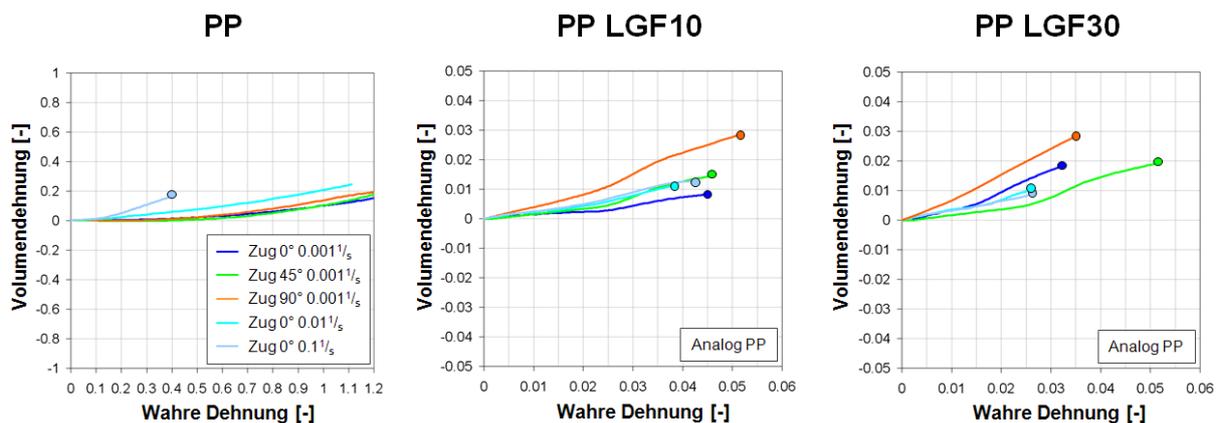


Abbildung 3.18: Zugversuch – Volumendehnung

Der unverstärkte Kunststoff ist isotrop. Das zeigt sich auch bei der Querkontraktion und der Volumenzunahme. Es besteht zwischen den Richtungen nahezu kein Unterschied. Die Querkontraktion ist nahezu konstant bei 0.5 und fällt erst bei höheren Dehnungen auf 0.45. Wie die Volumendehnung zeigt, führt eine Querkontraktion von 0.5 zu einer Volumenkonstanz. Für unverstärkte Kunststoffe ist eine Volumenkonstanz nicht die Regel, wie die Untersuchungen von Delhaye [17] an einem PE und PVC zeigen und muss daher als Spezialfall für diesen Werkstoff bewertet werden. Bei höheren Dehnraten scheint die Querdehnung behindert zu werden, woraus eine Volumenzunahme bei der Dehnrate von $0.1 \frac{1}{s}$ resultiert.

Für beide faserverstärkten Kunststoffe ist die Querkontraktion kleiner 0.5, was eine deutliche Volumenzunahme zur Folge hat. Die Querkontraktion ist nahezu konstant über der Dehnung. Eine Dehnratenabhängigkeit der 0°-Richtung wie beim unverstärkten Kunststoff ist nicht festzustellen. Jedoch die drei Richtungen unterscheiden sich deutlich. Sind die Querdehnungen der 0°-Richtung und 45°-Richtung ähnlich, so weicht die 90°-Richtung von den beiden anderen deutlich ab. Diese Abweichung scheint auch vom Faseranteil abzuhängen. Je mehr Fasern enthalten sind, desto niedriger ist die Querkontraktion in 90°-Richtung. Eine mögliche Erklärung für dieses Verhalten ist die Lage der Fasern in der Probe. Diese ist in

Abbildung 3.19 dargestellt. Die Fasern liegen in den 90°-Proben rechtwinklig zur Belastungsrichtung. Somit behindern die Fasern durch ihre Steifigkeit die Querdehnung ε_y . Daraus resultiert nach Gleichung (3.6) die geringe Querkontraktion und daraus die hohe Volumenzunahme.

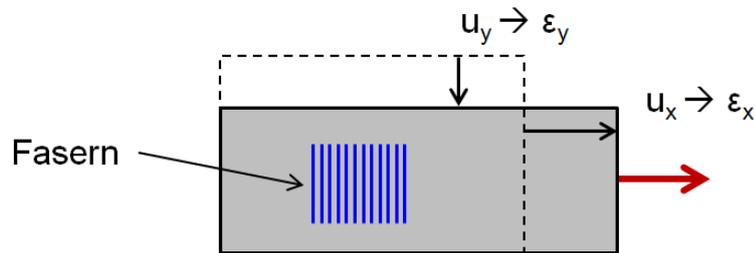


Abbildung 3.19: Faserlage in der 90°-Probe und deren Behinderung der Querdehnung

3.2.2 Mechanisches Verhalten unter einachsiger Druckbelastung

Der Druckversuch wurde an zylindrischen Proben durchgeführt. Die Ergebnisse der quasistatischen Versuche in den drei Richtungen sind in Abbildung 3.20 dargestellt.

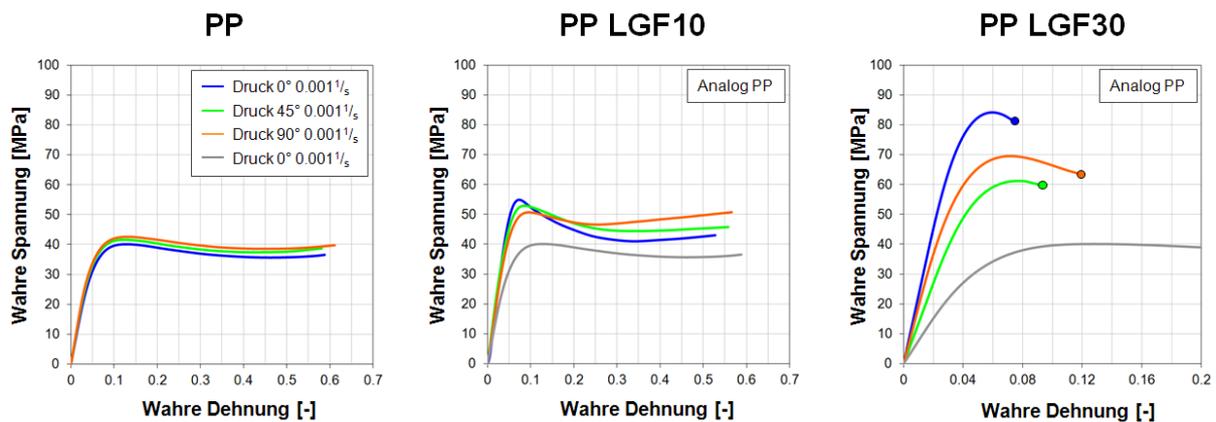


Abbildung 3.20: Druckversuch – Anisotropie (Richtungsabhängigkeit)

Das unverstärkte Polypropylen ist, wie schon im Zugversuch beobachtet, isotrop. Analog zum Zugversuch tritt kein Versagen auf. Für die faserverstärkten Kunststoffe ist anzunehmen, dass die Glasfasern ihren größten Einfluss unter Zugbelastung haben und bei Druckbelastung in erster Linie die Matrix dominiert. Jedoch zeigt sich gerade bei dem PP LGF30 eine deutliche Anisotropie, was auf einen Einfluss der Glasfasern zurückgeführt werden muss. Sehr interessant ist die Beobachtung, dass beim PP LGF30 unter Druckbelastung die 90°-Richtung steifer und fester ist als die 45°-Richtung. Unter Zugbelastung ist der Effekt umgekehrt.

Eine mögliche Erklärung für das beobachtete Verhalten des PP LGF30 ist, dass die Glasfasern in 0°-Richtung ähnlich wie ein Knickstab wirken, der von der Kunststoffmatrix gestützt wird. Diese These kann auch erklären, warum die Spannungen der 90°-Richtung im Druckversuch über denen der 45°-Richtung liegen. Wie in Kapitel 2.4.3.1 erklärt wurde und in Abbildung 2.12 dargestellt ist, entstehen in einer spritzgegossenen Platte verschiedene Schichten. In den beiden Scherschichten orientieren sich die Fasern in Hauptflussrichtung. In

3. Versuche zur Werkstoffcharakterisierung

der Mitte bildet sich eine Kernschicht, in der die Fasern rechtwinklig zur Hauptflussrichtung liegen. Die Druckproben wurden aus einer Platte mit 4mm Dicke zunächst als längliche Quader heraus gefräst und anschließend auf einen Zylinder mit einem Durchmesser von 3mm geschliffen. Die Schichten in den Druckproben stellen sich daher schematisch wie in Abbildung 3.21 dar.

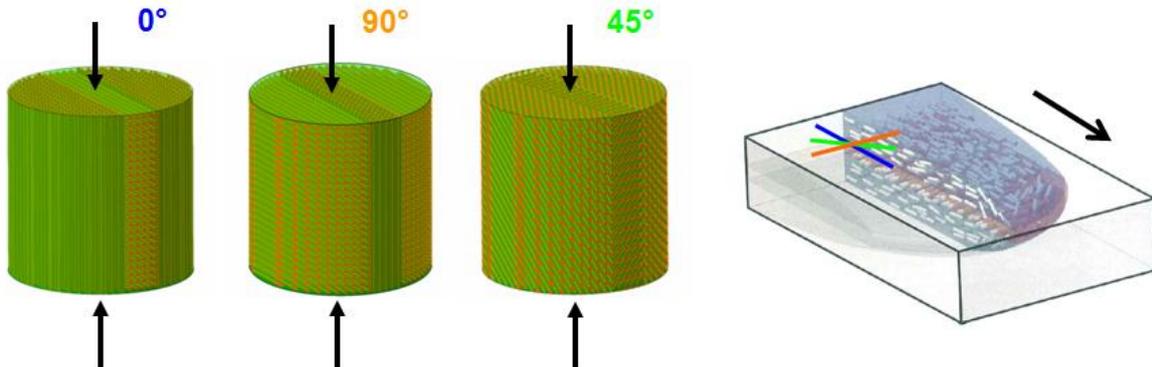


Abbildung 3.21: Druckproben und deren Schichtaufbau (links) und Schichtaufbau in einer Platte (rechts) [46]

Es wird unterstellt, dass die Fasern in den Proben wie Knickstäbe wirken, die von der Kunststoffmatrix gestützt werden. Diese haben die Eigenschaft, dass sie nur Kräfte aufnehmen können, wenn Sie in Stabrichtung belastet werden. Sie besitzen keine Biegesteifigkeit und können daher keine Kräfte aufnehmen, wenn die Belastung nicht in Stabrichtung wirkt. Deshalb haben die Fasern in Bereichen, in denen sie unter 45° oder 90° zur Belastung liegen nur einen geringen Einfluss. Für den Druckversuch ist daher der Anteil an Fasern maßgebend, der sich in Belastungsrichtung befindet.

Werden ausgehend von dieser These die Probekörper in Abbildung 3.21 analysiert, so ist zu erkennen, dass die 0°-Probe den größten Anteil an Fasern in Belastungsrichtung zeigt. Die 90°-Probe hat wegen der Kernschicht auch einen Anteil an Fasern in Belastungsrichtung, der jedoch kleiner ist als der der 0°-Probe. Die 45°-Probe hat keine Fasern in Belastungsrichtung und daher sind hier auch die geringsten Kräfte bzw. Spannungen zu erwarten. So kann aus dem Schichtaufbau der Proben das Spannungs-Dehnungsverhalten, wie es in Abbildung 3.20 für den Druckversuch dargestellt ist, erklärt werden.

Auch im Druckversuch zeigt sich eine Dehnratenverfestigung aller drei Werkstoffe, wie Abbildung 3.22 zeigt. Die relative Dehnratenverfestigung ist beim unverstärkten PP am größten und nimmt mit steigendem Faseranteil ab.

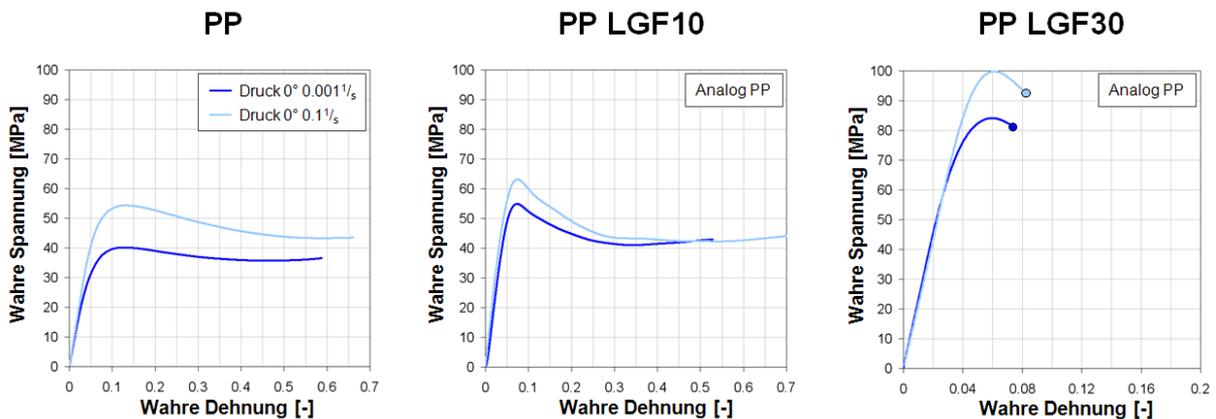


Abbildung 3.22: Druckversuch – Dehnratenabhängigkeit

3.2.3 Mechanisches Verhalten unter einachsiger Schubbelastung

Die Charakterisierung der Werkstoffe wird abgeschlossen mit dem Schubversuch. Für diesen Versuch wird eine Probe analog der von Arcan et al. [4] vorgeschlagenen verwendet, wie sie in Abbildung 3.8 dargestellt ist. Als Dehnungsmaß wird der Scherwinkel γ verwendet. Dieser ergibt sich aus der Schubdehnung nach Gleichung (2.10). Die Ergebnisse der quasistatischen Versuche in den verschiedenen Richtungen sind in Abbildung 3.23 dargestellt.

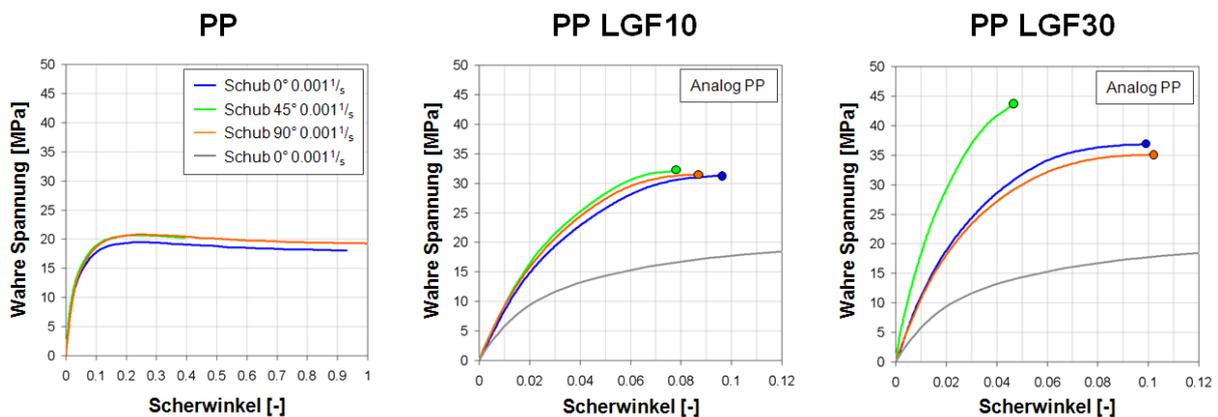


Abbildung 3.23: Schubversuch – Anisotropie

Das unverstärkte PP ist wie schon im Zug- und Druckversuch isotrop. Auch zeigen sich im Schubversuch die bei den anderen Belastungsarten beobachteten hohen Dehnungen, ohne dass sich ein Bruch einstellt. Vergleicht man die Spannungen der Faserverstärkten mit denen des Unverstärkten (graue Kurve) so ist durch die Fasern eine deutliche Spannungszunahme zu beobachten.

Bei einem orthotropen Werkstoff müssen nach Krivachy [46] die Spannungen in 0° - und 90° -Richtung bei einem Schubversuch gleich sein. Dies ist mit einiger Genauigkeit für die beiden faserverstärkten Varianten der Fall.

Lediglich die 45° -Proben bei dem PP LGF30 zeigen eine deutlich höhere Steifigkeit und Festigkeit. Dieses Phänomen kann anhand der Faserlage in den Proben erklärt werden, wie sie in Abbildung 3.24 schematisch dargestellt ist.

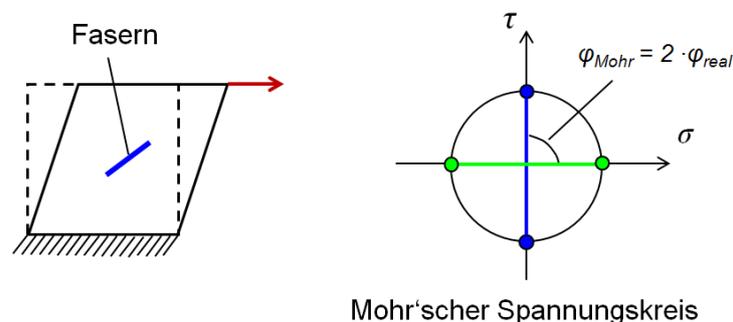


Abbildung 3.24: Faserlage in der Schubprobe und der Mohr'sche Spannungskreis

Im Schubversuch entstehen in der Probe ausschließlich Schubspannungen. Dreht man die Schnittenebene in die Ebene der Fasern, also um 45° , so wird aus den Schubspannungen laut dem Mohr'schen Spannungskreis ein biaxialer Normalspannungszustand ohne Schubspannungen. Bei einem Schubversuch herrschen damit in der Richtung der Fasern (45° -

Probe) nur Zugspannungen und so können die Fasern ihre volle Wirkung entfalten, wie die Ergebnisse in Abbildung 3.23 zeigen. So erklären sich die höheren Spannungen in der 45°-Richtung im Vergleich zu denen in der 0°- und 90°-Richtung.

In Abbildung 3.25 ist die Dehnratenabhängigkeit der drei Werkstoffe im Schubversuch dargestellt. Alle drei Werkstoffe zeigen auch im Schub analog zur Zug- und Druckbelastung eine Dehnratenverfestigung, deren relative Zunahme mit steigendem Faseranteil abnimmt.

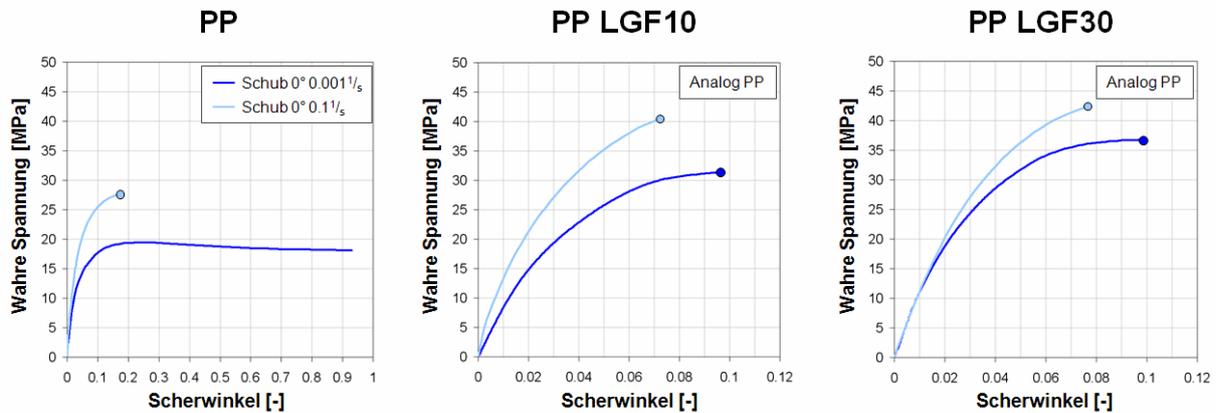


Abbildung 3.25: Schubversuch – Dehnratenabhängigkeit

3.2.4 Untersuchung der Belastungsabhängigkeit

In den vorhergehenden Kapiteln wurden die Ergebnisse anhand der einzelnen Belastungsarten Zug, Druck und Schub für die drei Werkstoffe jeweils separat gezeigt und diskutiert. In diesem Kapitel werden die drei Belastungsarten miteinander verglichen. Gerade für die Definition der Plastizität ist dieser Vergleich wichtig.

Um die drei Belastungsarten miteinander vergleichen zu können, müssen die Spannungen und Dehnungen in ein vergleichbares Spannungs- und Dehnungsmaß umgerechnet werden. Für den Vergleich werden die Ergebnisse daher in die Vergleichsspannung und -dehnung nach von Mises [52] umgerechnet. Für den Zug- und Druckversuch gilt:

$$\bar{\sigma}_{vM} = \sigma_{Zug,Druck} \quad (3.10)$$

$$\bar{\epsilon}_{vM} = \epsilon_{Zug,Druck} \quad (3.11)$$

Für die Ergebnisse des Schubversuchs ergibt sich folgende Umrechnung:

$$\bar{\sigma}_{vM} = \sqrt{3} \sigma_{Schub} \quad (3.12)$$

$$\bar{\epsilon}_{vM} = \frac{\gamma}{\sqrt{3}} \quad (3.13)$$

In der Abbildung 3.26 sind für den quasistatischen Fall die Ergebnisse der 0°-Richtung dargestellt.

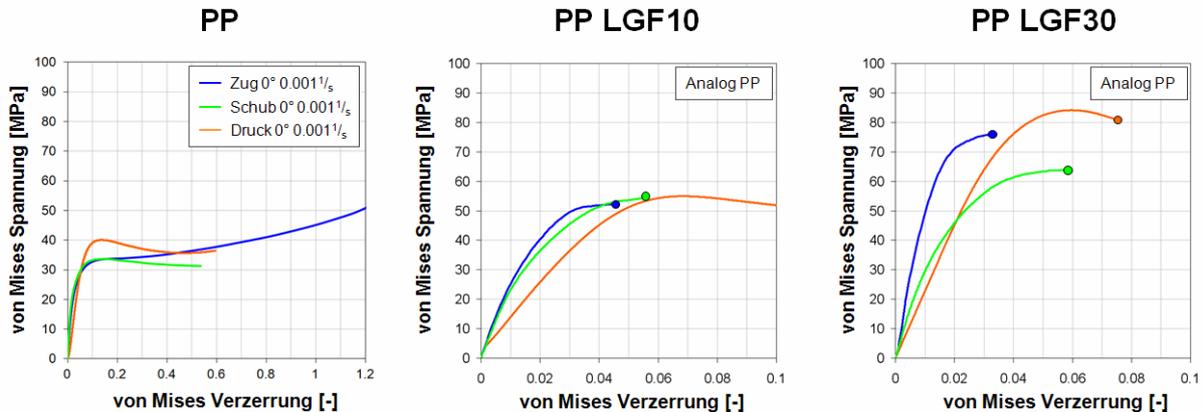


Abbildung 3.26: Belastungsabhängigkeit – Quasistatisch in 0°-Richtung

Der unverstärkte Kunststoff zeigt das bereits bei Junginger [40] und auch Delhaye [17] beobachtete Verhalten, dass der Fließbeginn bei Druckbelastung am höchsten ist. Der Fließbeginn bei Schub und Zug ist ähnlich, wobei dieser beim Schub bei etwas höheren Spannungen liegt. Interessant ist auch die zunehmende Verfestigung bei Zugbelastung und die Entfestigung bei Druck- und Schubbelastung. Dieser Unterschied ist auf die Makromoleküle zurückzuführen. In der plastischen Phase werden die Makromoleküle unter Zug zunächst entwirrt und daran anschließend gestreckt. Das Strecken der Makromoleküle findet allem Anschein nach beim Druck und dem Schub nicht statt.

Bei den faserverstärkten Kunststoffen ist zu beobachten, dass beim Druckversuch die höchsten Spannungen realisiert werden. Dieser Effekt ist bei PP LGF30 noch deutlich ausgeprägter als bei PP LGF10. Bei beiden faserverstärkten Kunststoffen ist zwischen dem Zug- und Druckversuch ein deutlicher Unterschied in der Steifigkeit zu beobachten. Dieser hängt vermutlich mit den Fasern und deren unterschiedlicher Wirkweise zusammen. Bei Zugbelastung nehmen die Fasern wegen ihrer hohen Steifigkeit mehr Kraft auf. Bei Druckbelastung knicken die Fasern weg. Vor diesem Hintergrund ist es interessant, dass unter Druckbelastung trotzdem die höheren Festigkeiten realisiert werden.

In Abbildung 3.27 ist die Dehnratenverfestigung der drei verschiedenen Belastungsarten dargestellt.

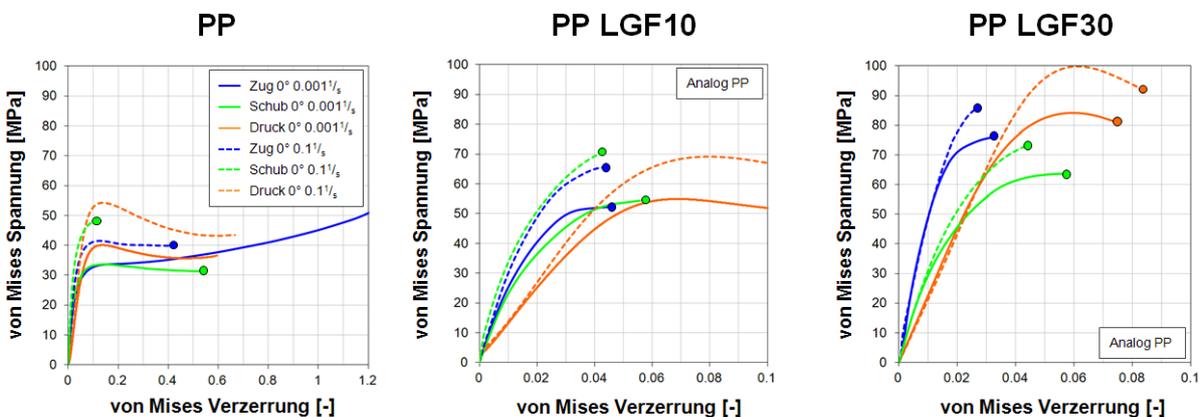


Abbildung 3.27: Belastungsabhängigkeit – Dehnraten 0,001 und 1 1/s in 0°-Richtung

3. Versuche zur Werkstoffcharakterisierung

Alle drei Werkstoffe zeigen sowohl bei Zug-, Druck- und auch Schubbelastung eine Dehnratenverfestigung. Die Spannungszunahme ist bei allen Werkstoffen und Belastungen ähnlich.

In Abbildung 3.28 ist die Richtungsabhängigkeit für die verschiedenen Belastungen dargestellt. Es sind jeweils die 0°- und die 90°-Richtung bei der Dehnrate von $0.001 \frac{1}{s}$ dargestellt.

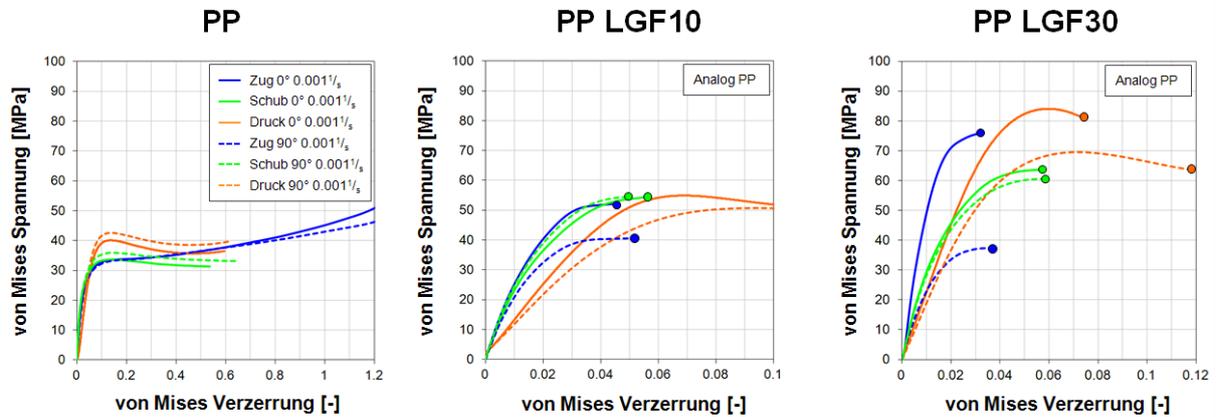


Abbildung 3.28: Belastungsabhängigkeit – Anisotropie in 0°Richtung bei $0.001 \frac{1}{s}$

Der unverstärkte Kunststoff ist in allen Belastungen nahezu isotrop. Die beiden faserverstärkten Kunststoffe sind jeweils bei Zug- und Druckbelastung anisotrop. Wie im Kapitel 3.2.3 erklärt ist es eine notwendige Voraussetzung für einen orthotropen Werkstoff, dass unter Schubbelastung die 0°- und 90°-Richtung gleich sind. Diese Voraussetzung ist für das PP LGF10 und PP LGF30 erfüllt.

3.2.5 Untersuchung des Bruchverhaltens

Der Bruch wird zunächst für jeden Werkstoff getrennt betrachtet und daran anschließend die drei Werkstoffe miteinander verglichen, um den Einfluss des Faseranteils zu untersuchen.

Im Zug- und Schubversuch zeigt sich das Versagen des Werkstoffs als Spröbruch. Bei den Druckversuchen zeigen nur die faserverstärkten Kunststoffe ein Versagen. Das Versagen beim Druckversuch ist ein schräges Abgleiten des Probenoberteils zum Probenunterteil. In Abbildung 3.29 ist die Abgleitebene der Druckprobe schematisch dargestellt.

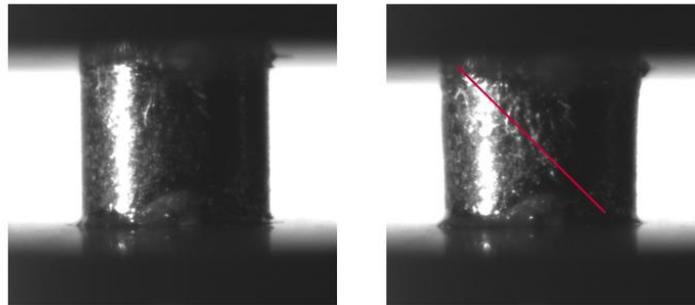


Abbildung 3.29: Druckversagen des PP LGF30

Wie in Kapitel 2.4.1.3 bereits erörtert, gibt es verschiedene Möglichkeiten ein Bruchkriterium zu definieren. Üblicherweise werden Bruchkriterien auf Basis von Dehnungen, Spannungen oder Energien formuliert. In dieser Arbeit wird ein dehnungsbasiertes Bruchkriterium angestrebt. Daher werden im Folgenden auch die Bruchdehnungen untersucht. Um die Dehnungen der verschiedenen Belastungen miteinander vergleichen zu können, werden die Bruchdehnungen in die von Mises Vergleichsdehnung analog der Gleichungen (3.11) und (3.13) umgerechnet.

In Abbildung 3.30 ist für das unverstärkte PP die Bruchdehnung über der Dehnrates des Versuchs aufgetragen. Die Achse der Dehnrates ist logarithmisch. Es sind neben den Mittelwerten (große Punkte) der drei Wiederholversuche auch die Ergebnisse der Einzelversuche (Kreuze) in den Diagrammen enthalten, um eine Aussage über die Streuung der Bruchdehnung machen zu können. Die verschiedenen Richtungen und Belastungen sind durch entsprechende Farben gekennzeichnet. Da die meisten Versuche bei der quasi-statischen Dehnrates gemacht wurden und der unverstärkte Kunststoff bei dieser nicht bricht, ist die Anzahl an Bruchdehnungen für das PP überschaubar.

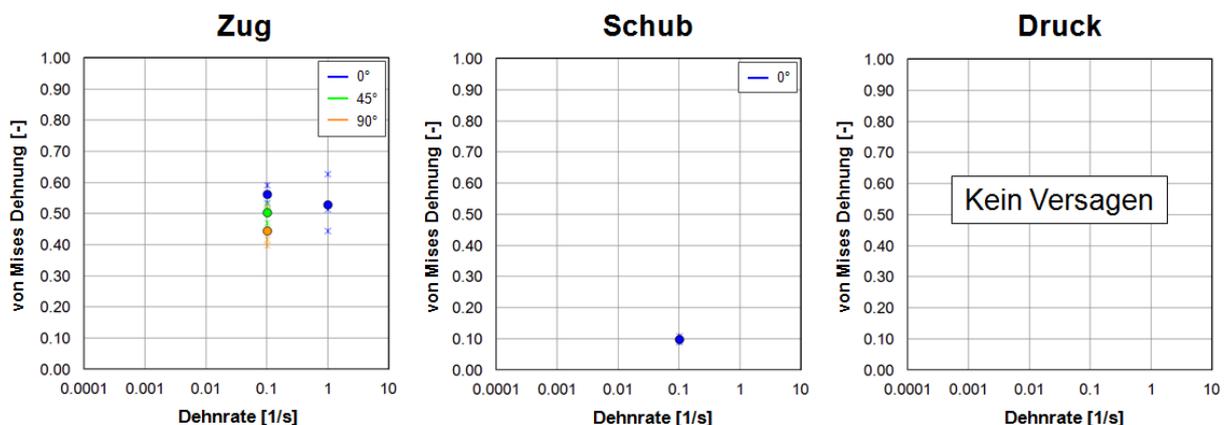


Abbildung 3.30: Bruch des unverstärkten Kunststoffs PP

3. Versuche zur Werkstoffcharakterisierung

In Abbildung 3.31 sind die Bruchdehnungen für den PP LGF10 aufgeführt.

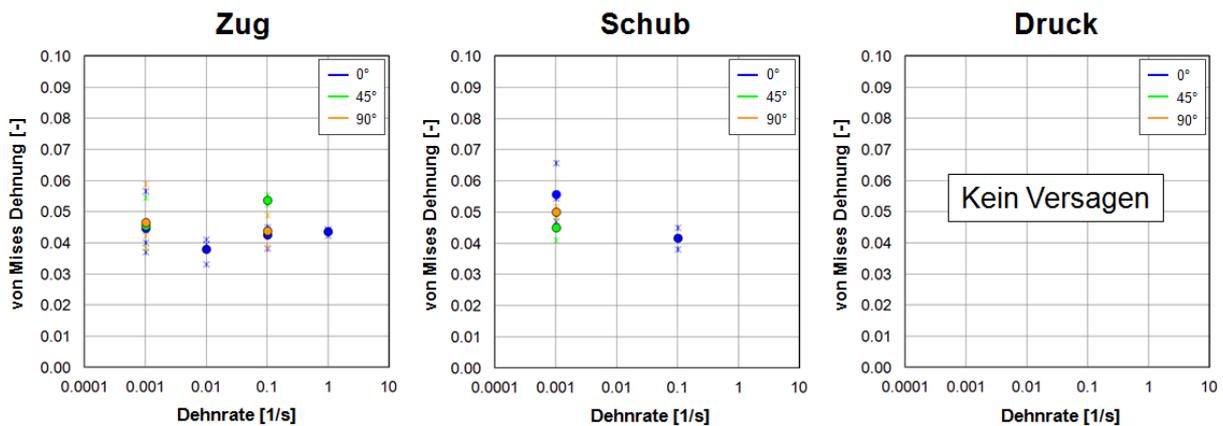


Abbildung 3.31: Bruch des PP LGF10

Die Bruchdehnung unter Zugbelastung für das PP LGF10 ist nahezu isotrop. Es gibt keine signifikanten Unterschiede zwischen den drei Richtungen. Auch in Bezug auf die Dehnrage kann die Bruchdehnung im Zugversuch als konstant angenommen werden. Werden die drei Belastungsarten miteinander verglichen, dann sind die Ergebnisse des Schubversuches in einem ähnlichen Bereich wie die unter Zugbelastung. Lediglich unter Druck tritt bei dem PP LGF10 kein Bruch ein.

In Abbildung 3.32 sind die Bruchdehnungen für den PP LGF30 aufgeführt.

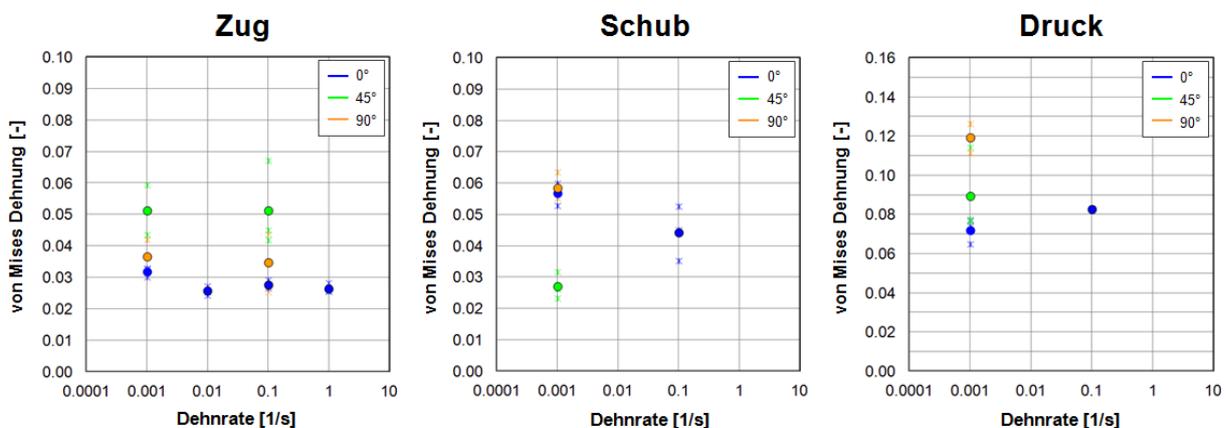


Abbildung 3.32: Bruch des PP LGF30

Im Gegensatz zu PP LGF10 zeigt sich bei PP LGF30 im Zugversuch eine deutliche Richtungsabhängigkeit. Die Bruchdehnung ist bei den 0°- und den 90°-Proben auf einem ähnlich Niveau von ca. 3%. Die 45°-Proben können höhere Dehnungen in einem Niveau von ca. 5% realisieren. Über der Dehnrage sind die Bruchdehnungen wie auch schon bei dem PP LGF10 nahezu konstant, lediglich das Niveau ist niedriger. Vergleicht man die Belastungsarten untereinander, so sind der Zug- und Schubversuch auf einem ähnlichen Niveau. Unter Druckbelastung kann das PP LGF30 die höchsten Dehnungen realisieren. Wie schon bei den Spannungs-Dehnungskurven nehmen die Schubversuche unter 45° eine Sonderstellung ein. Die höheren Spannungen, die bei den Versuchen erreicht werden, ziehen beim Bruch geringere Bruchdehnungen nach sich. Das PP LGF30 ist die einzige Variante bei der auch im Druck ein Bruch eintritt. Die Bruchdehnungen sind deutlich höher als die unter Schub- oder Zugbelastung.

Im nächsten Schritt werden die Bruchdehnungen der drei Werkstoffe miteinander verglichen. Wie zuvor gezeigt sind die Bruchdehnungen nahezu unabhängig von der Dehnrage und der Richtung. Daher wird über der Dehnrage und der Richtung für jeden Werkstoff und jede Belastung ein repräsentativer Mittelwert gebildet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.3 zusammengefasst.

	PP	PP LGF10	PP LGF30
Zug	0.510	0.045	0.036
Schub	0.100	0.048	0.047
Druck	kein Versagen	kein Versagen	0.091

Tabelle 3.3: Vergleich der Mittelwerte der Bruchdehnung der drei Werkstoffe

Um die Ergebnisse über dem Faseranteil sinnvoll darstellen zu können, werden die Bruchdehnungen auf den Wert des unverstärkten Kunststoffes normiert. Die Ergebnisse der normierten Bruchdehnung über dem Faseranteil sind in Abbildung 3.33 dargestellt. Hieraus geht deutlich der Sprung der Bruchdehnung unter Zug- und Schubbelastung von 0% zu 10% Faseranteil hervor. Unter Druckbelastung gibt es bei PP und PP LGF10 kein Versagen.

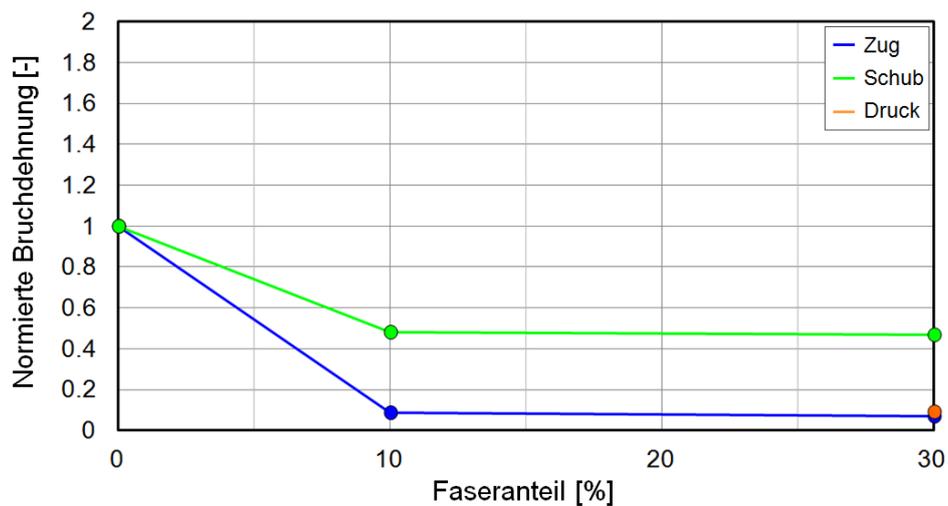


Abbildung 3.33: Normierte Bruchdehnung als Funktion des Faseranteils

3.3 Zusammenfassung der Ergebnisse der Werkstoffcharakterisierung

Die zentrale Fragestellung des Kapitels ist es, den Einfluss des Faseranteiles auf die für den Fußgängerschutz relevanten mechanischen Eigenschaften von thermoplastischen Kunststoffen zu untersuchen. Um die Frage beantworten zu können, wird anhand von drei Werkstoffen, deren einziger Unterschied der Faseranteil ist, eine umfangreiche, auf die Anforderungen des Fußgängerschutzes abgestimmte Werkstoffcharakterisierung durchgeführt.

Dazu wird im ersten Schritt ein für den Fußgängerschutz relevanter thermoplastischer Kunststoff ausgewählt. Die Wahl fällt auf ein Polypropylen, das als faserverstärkte Variante im Lower Stiffener des aktuellen Audi A6 verbaut ist. Die zu untersuchenden Faseranteile werden auf 0% (unverstärkt), 10% und 30% festgelegt. Der übliche Faseranteil in Bauteilen bei Audi ist 30%, daher wird dieser Anteil gewählt. Um den Übergang zwischen 0% zu einem geringen Faseranteil und den damit vermuteten Eigenschaftssprung untersuchen zu können, wird eine dritte Variante mit 10% untersucht.

Darüber hinaus müssen die Randbedingungen gerade in Bezug auf die Belastungsgeschwindigkeit (Dehnrates) und Belastungsart untersucht werden, um einen auf die Anwendung des Fußgängerschutzes zugeschnittenen Versuchsplan definieren zu können. Dazu werden FEM-Simulationen herangezogen. Es wird ein Dehnratenbereich von $0.001 - 1 \frac{1}{s}$ festgelegt, der den Großteil der auftretenden Dehnraten abdeckt. Der Lower Stiffener wird hauptsächlich auf Biegung beansprucht, was einer Kombination aus Zug- und Druckspannungen entspricht. Mit diesen Randbedingungen wird der Versuchsplan definiert.

Beim Versuchsaufbau und der Probenauswahl wird sich wo möglich an ISO-Normen orientiert. Bei den Zugproben wird der Proportionalitätsbereich gekürzt, um die geforderten Dehnraten realisieren zu können. Für die Schubversuche wird ein neuer Probekörper entwickelt, der sich am Vorschlag von Arcan et al. [4] orientiert. Für die Dehnungsmessung wird ein optisches System verwendet, das auf der Grauwertkorrelation basiert.

Die Ergebnisse der drei Werkstoffe werden zunächst getrennt für die drei Belastungen Zug, Druck und Schub diskutiert und anschließend die drei Belastungen miteinander verglichen. Zusätzlich wird der Bruch gesondert untersucht. Die Ergebnisse der Dehnraten- und Richtungsabhängigkeit ist als Funktion des Faseranteils in Abbildung 3.34 dargestellt.

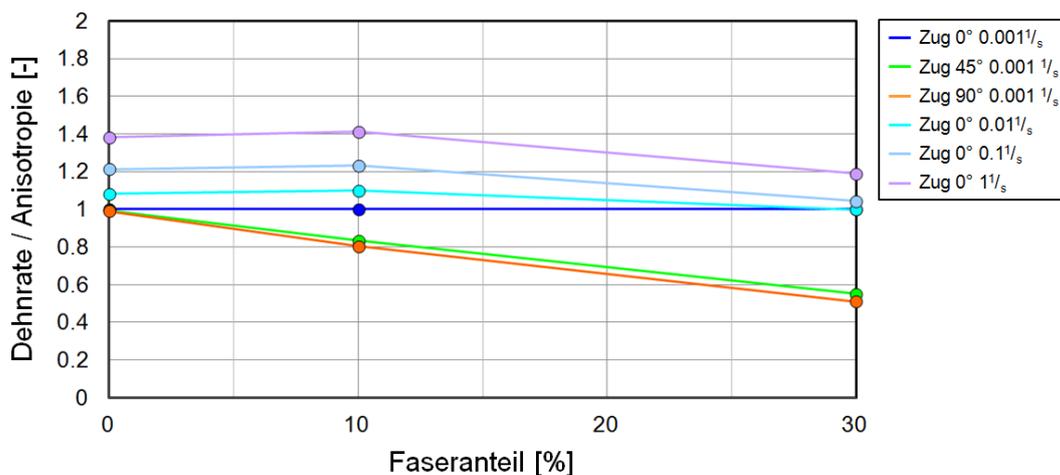


Abbildung 3.34: Dehnratenabhängigkeit und Anisotropie der Kunststoffe abhängig vom Faseranteil

Der unverstärkte Kunststoff ist nahezu isotrop. Mit steigendem Faseranteil nimmt die Anisotropie annähernd linear zu. Eine Dehnratenverfestigung weisen alle drei untersuchten Werkstoffe auf, jedoch nimmt diese mit steigendem Faseranteil ab. Die Dehnratenverfestigung bei dem mit 10% Faseranteil verstärkten Kunststoff hat ein ähnliches Niveau wie die des Unverstärkten. Hin zur Variante mit 30% Fasern nimmt die Dehnratenverfestigung deutlich ab. Diese Beobachtung wird von der Annahme, dass die Glasfasern keine Dehnratenabhängigkeit zeigen, unterstützt.

In den Abbildung 3.26 bis Abbildung 3.28 sind die drei Belastungsarten Zug, Druck und Schub miteinander verglichen. Hier zeigen sich deutliche Unterschiede zwischen dem Unverstärkten und den beiden faserverstärkten Varianten, was vor allem auf die Glasfasern und deren übermäßigen Einfluss auf den Zugversuch zurückzuführen ist. Der unverstärkte Kunststoff zeigt eine Staffelung in den Fließspannungen mit dem geringsten Niveau bei der Zugbelastung. Daran schließen sich die Fließspannungen bei Schub und Druck an. Dieses typische Verhalten von unverstärkten thermoplastischen Kunststoffen wird als Zug-Druck-Asymmetrie bezeichnet und wurde auch schon bei Junginger [40] und Delhaye [17] nachgewiesen.

In den beiden faserverstärkten Varianten nehmen die Steifigkeit und die Festigkeit vor allem unter Zugbelastung wegen der Glasfasern deutlich zu. Daraus ergibt sich ein Unterschied in der Steifigkeit zwischen den Zug- und den Druckergebnissen. Auch die Fließspannungen werden durch die Fasern beeinflusst, wodurch sich die Reihenfolge der Spannungsniveaus im Vergleich zum Unverstärkten verändern. Am geringsten sind die Fließspannungen unter Schubbelastung. Darauf folgen die Spannungen unter Zug und abschließend die Druckspannungen.

Abschließend wird der Werkstoffbruch untersucht. Der unverstärkte Kunststoff zeigt bei niedrigen Dehnraten keinen Bruch. Erst bei Dehnraten größer $0.1 \frac{1}{s}$ stellt sich ein Bruch ein. Wird der Faseranteil auf 10% erhöht, so wird der Werkstoff deutlich spröder. Lediglich beim Druckversuch stellt sich auch bei dieser Variante kein Versagen ein. Beim Übergang von 10% zu 30% Glasfasern nimmt die Bruchdehnung weiter ab, jedoch ist die Abnahme im Gegensatz zum Sprung von 0° auf 10° moderat wie Abbildung 3.33 zeigt. Bei diesem Werkstoff ist auch im Druckversuch ein deutliches Versagen des Werkstoffs zu beobachten, das sich durch ein Abgleiten des Probenober- und -unterteils zueinander unter ca. 45° darstellt.

Mit den zuvor dargestellten Ergebnissen sind die drei Werkstoffe für die Anwendung des Fußgängerschutzes umfassend charakterisiert. Auch wurde der Einfluss des Faseranteils auf die relevanten mechanischen Werkstoffeigenschaften eingehend untersucht.

4 Simulationen zur Werkstoffcharakterisierung

Das mechanische Verhalten der drei Werkstoffe PP, PP LGF10 und PP LGF30 wurde im vorhergehenden Kapitel eingehend untersucht. Die darin gemachten Erkenntnisse werden in diesem Kapitel in die Simulation übertragen.

Auf Basis der Ergebnisse der Werkstoffversuche werden Werkstoffmodelle ausgewählt. Die Parameter der Werkstoffmodelle müssen anhand der Werkstoffversuche identifiziert werden. Dazu wird eine Parameteridentifikation auf Basis einer Optimierung aufgebaut. Die Ergebnisse der Optimierung und die Implementierung der Werkstoffmodelle in PAM-CRASH werden durch Simulationen mit Enelementen verifiziert.

Die Werkstoffmodelle werden um ein speziell für die Anforderungen des Fußgängerschutzes entwickeltes Bruchkriterium erweitert.

Die wesentliche Fragestellung in diesem Kapitel ist, ob für die komplexen Werkstoffmodelle eine analytische Parameteridentifikation entwickelt werden kann und zusätzlich die Definition eines Bruchkriteriums für den Fußgängerschutz.

4.1 Auswahl der Werkstoffmodelle für die Simulation

In Kapitel 2.4.2 und 2.4.3 wurden verschiedene Werkstoffmodelle vorgestellt mit denen unverstärkte und glasfaserverstärkte thermoplastische Kunststoffe modelliert werden können. Für die unverstärkten Kunststoffe wird das SIMLab-Modell ausgewählt. Die Vorteile des SIMLab-Modells sind, dass es wie in Kapitel 2.4.2 diskutiert wurde alle relevanten mechanischen Eigenschaften der unverstärkten Kunststoffe gerade im Hinblick auf die hohen Belastungsgeschwindigkeiten abbilden kann.

Für die Simulation der faserverstärkten Kunststoffe wird das VW-Modell ausgewählt. Aus dem kontinuumsmechanischen Aufbau des Modells ist anzunehmen, dass es die in den Werkstoffversuchen beobachteten Eigenschaften der faserverstärkten Kunststoffe, wie die Anisotropie, die Dehnratenabhängigkeit und die Belastungsabhängigkeit abbilden kann.

4.2 Parameteridentifikation der Werkstoffmodelle

Werkstoffmodelle beinhalten Parameter, die für den jeweiligen Werkstoff aus Versuchen identifiziert werden müssen. Diese Aufgabe wird als Parameteridentifikation bezeichnet. Für neu entwickelte Werkstoffmodelle ist die Parameteridentifikation ein zentraler Schritt, da die Werkstoffmodelle ohne eine Parameteridentifikation nicht in der Simulation verwendet werden können. Gerade auch für die industrielle Anwendung und Verbreitung von neuen Werkstoffmodellen ist der Aufwand, der für die Identifikation der Werkstoffparameter betrieben werden muss, entscheidend.

Gerade bei komplexeren Werkstoffmodellen, zu denen das SIMLab- und VW-Modell zu zählen sind, muss die Frage beantwortet werden, wie die Parameter der beiden Modelle aus entsprechenden Versuchen identifiziert werden können bzw. ob dies überhaupt möglich ist.

Basis für die Parameteridentifikation sind die Ergebnisse der Werkstoffcharakterisierung aus Kapitel 3. Bei den Werkstoffversuchen wurde bei den Ergebnissen unterschieden in die beiden Richtungen 0°- und 90°-Richtung, je nachdem welche Lage die entsprechenden Proben auf den Platten hatten aus denen sie ausgearbeitet wurden. In der Kontinuumsmechanik bzw. bei den Werkstoffmodellen ist es üblich die Richtungen mit 1-, 2-, 3-Richtung anzugeben. Im folgenden Kapitel soll daher gelten:

- 0°-Richtung (Versuch) entspricht 1-Richtung (Simulation)
- 90°-Richtung (Versuch) entspricht 2-Richtung (Simulation)

4.2.1 Prinzip der Parameteridentifikation

Wie in Kapitel 2.5 bereits erörtert wurde, gibt es verschiedene Methoden der Parameteridentifikation. Bei einfachen Werkstoffmodellen können die Parameter teilweise direkt aus dem Versuch bestimmt werden. Als Beispiel sei das linear elastische Modell genannt, bei dem der E-Modul direkt aus dem Zugversuch bestimmt werden kann. Bei komplexen Modellen muss dafür in der Regel eine automatisierte Optimierung entwickelt werden. Da wie in Kapitel 2.5 erklärt, die analytische Methode Vorteile gegenüber der numerischen hat, wird diese Methode auch in dieser Arbeit verwendet.

Die Basis der hier entwickelten Parameteridentifikation für das SIMLab- und das VW-Modell sind die Ergebnisse der Werkstoffcharakterisierung, wie sie in Kapitel 3 vorgestellt wurden. Das Prinzip der Parameteridentifikation ist es, ausgehend von einem Startparametersatz analytische Spannungs-Dehnungskurven zu berechnen, diese mit den Versuchskurven zu vergleichen und durch Variation der Werkstoffparameter den Unterschied zwischen analytischer und Versuchskurve zu minimieren. Das ist eine klassische Optimierungsaufgabe.

Die Zielfunktion der Optimierung, die minimiert werden soll, ist der Unterschied zwischen Versuchskurve und der analytisch berechneten Werkstoffantwort. Für die Zielfunktion wird das Prinzip der kleinsten Fehlerquadrate („Least Square“) gewählt. Der Least-Square zwischen den Spannungen der analytischen Werkstoffantworten σ_j^A , die sich mit den Werkstoffparametern P ergeben und denen der Versuchsergebnisse σ_j^V zu den jeweiligen Dehnungen ist definiert als:

$$\text{Least Square} = \sum_{j=1}^m |\sigma_j^A(P) - \sigma_j^V|^2 \quad (4.1)$$

Ausgehend von dieser Definition ist es für den vorliegenden Fall sinnvoll die zu optimierende Funktion zu normieren. Darüber hinaus sind die Dehnungen aus dem Versuch, die die Stützstellen für die Berechnung des Least Square bilden, nicht gleich verteilt. Um den gesamten Spannungsverlauf gleich zu bewerten, werden die Stützstellen anhand ihres Abstandes mit einer Gewichtung w_i versehen. Daraus ergibt sich für die zu optimierende Zielfunktion folgende Definition:

$$\text{minimiere } z = \sum_{k=1}^q \frac{\sum_{i=1}^m (w_i^k)^2 (\sigma_i^{A_k}(P) - \sigma_i^V)^2}{\sum_{i=1}^m (w_i^k)^2 (\sigma_i^{V_k})^2} \quad (4.2)$$

Für die Optimierung wird ein Marquardt-Levenberg-Algorithmus gewählt. Dieser ist für oben beschriebene Parameteridentifikationen prädestiniert. Bei ähnlichen Aufgabenstellungen wurde dieser bereits erfolgreich angewandt, wie zum Beispiel bei Seibert und Schöche [72].

Die Optimierung wird mithilfe des Programms Matlab realisiert. Im Rahmen der Masterarbeit von Christian Teichmann [74], die unter der Betreuung des Autors entstanden ist, wurde die Parameteridentifikation in Matlab mit einer graphischen Schnittstelle programmiert. Der Marquardt-Levenberg-Algorithmus ist in Matlab implementiert und unter der Funktionsbezeichnung *lsqnonlin* nutzbar. Weitere Informationen über den Algorithmus, wie er in Matlab programmiert ist, können der Matlab Dokumentation [58] entnommen werden.

Mit diesen Voraussetzungen wird für das SIMLab- und das VW-Modell im Folgenden eine Parameteridentifikation entwickelt. Dafür müssen aus den Versuchsergebnissen die Startwerte der Werkstoffparameter bestimmt werden und die Systemantworten der Werkstoffmodelle berechnet werden.

4.2.2 Parameteridentifikation für das SIMLab-Modell

Das SIMLab-Modell wurde als Werkstoffmodell für die Simulation der unverstärkten Kunststoffe ausgewählt. Im Folgenden werden die einzelnen für die Parameteridentifikation notwendigen Schritte hergeleitet. Zunächst wird das Werkstoffmodell und der Einfluss der darin enthaltenen Parameter vorgestellt. Für den Beginn der Optimierung muss aus den Versuchsergebnissen ein möglichst guter Satz an Startwerten aus den Versuchsergebnissen gewählt werden. In jedem Optimierungslauf müssen aus den aktuellen Werkstoffparametern die Antworten des Werkstoffmodells analytisch berechnet werden. Dafür müssen die Systemgleichungen hergeleitet werden. Abgeschlossen wird die Parameteridentifikation mit der Auswahl einer sinnvollen Optimierungsstrategie. Am Ende des Kapitels werden die Ergebnisse der Parameteridentifikation für das SIMLab-Modell vorgestellt.

4.2.2.1 Vorstellung des Werkstoffmodells

Die Gleichungen, die das SIMLab-Modell beschreiben, wurden in Kapitel 2.4.2.3 vorgestellt. Das SIMLab-Modell besteht aus zwei Teilen dem „Teil A“ und dem „Teil B“. Das rheologische Ersatzmodell ist in Abbildung 4.1 dargestellt. Das SIMLab-Modell enthält insgesamt zwölf Werkstoffparameter. Die Werkstoffparameter der einzelnen Teile sind ebenfalls in Abbildung 4.1 dargestellt.

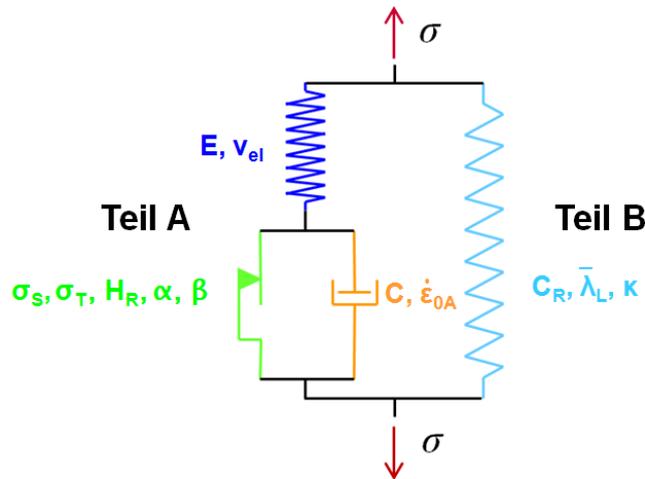


Abbildung 4.1: SIMLab-Modell

Der Werkstoffparameter κ ist laut Delhaye [17] für unverstärkte Kunststoffe auf den Wert null zu setzen.

$$\kappa = 0 \quad (4.3)$$

Der Parameter $\dot{\epsilon}_{0A}$ ist die quasistatische Referenzdehnrage des Versuches mit der geringsten Dehnrage. Im Fall der hier durchgeführten Werkstoffcharakterisierung wurde der quasistatische Versuch mit einer Dehnrage von $0.001 \frac{1}{s}$ durchgeführt. Somit ist die quasistatische Referenzdehnrage für das SIMLab-Modell:

$$\dot{\epsilon}_{0A} = 0.001 \frac{1}{s} \quad (4.4)$$

Die restlichen zehn Parameter müssen mit der Parameteridentifikation bestimmt werden. In Abbildung 4.2 ist der Einfluss von acht der zehn zu bestimmenden Werkstoffparameter anhand schematischer Versuchskurven dargestellt.

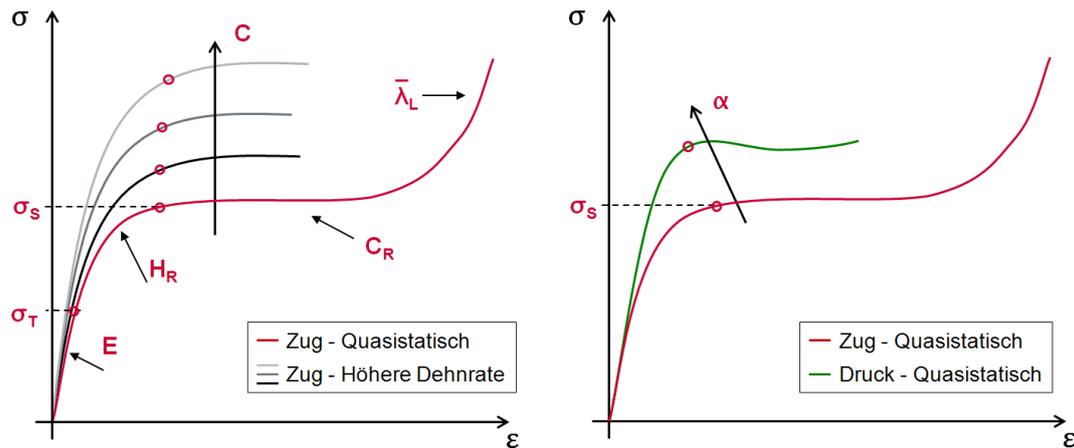


Abbildung 4.2: Einfluss der Werkstoffparameter bei dem SIMLab-Modell

Auf der linken Seite in Abbildung 4.2 sind ein quasistatischer Zugversuch und drei Zugversuche mit einer jeweils zehnfach höheren Dehnrates dargestellt. Das Spannungs-Dehnungsdiagramm des quasistatischen Zugversuches bestimmt die meisten Werkstoffparameter. Im einzelnen sind es der Elastizitätsmodul E , die Fließspannung σ_T , der Verfestigungsparameter H_R und die Sättigungsspannung σ_S . Aus Teil B kommen noch die Initial Stiffness C_R und der Locking Stretch $\bar{\lambda}_L$ hinzu. Die Initial Stiffness legt die Anfangssteigung des hyperelastischen Teil B fest, der Locking Stretch den exponentiellen Spannungsanstieg bei hohen Dehnungen. Die Dehnratenverfestigung wird durch den Dehnratenverfestigungsparameter C bestimmt.

Auf der rechten Seite in Abbildung 4.2 ist der Zugversuch einem Druckversuch bei gleicher Dehnrates gegenüber gestellt. Der Parameter α bestimmt die Zug-Druck-Asymmetrie bzw. den Unterschied der beiden Sättigungsspannungen im Zug und im Druck.

Die beiden verbleibenden Parameter, die elastische Querkontraktion ν_{el} und der Parameter der plastischen Volumendehnung β werden aus der gemessenen Querkontraktion des Zugversuches bestimmt.

Nach diesen Vorbetrachtungen bleiben für das SIMLab-Modell zehn Parameter, die mit der Parameteridentifikation bestimmt werden müssen.

4.2.2.2 Bestimmung der Startwerte

Die Wahl der Startwerte ist für die Parameteridentifikation ein wichtiger Schritt. Die Qualität der Startwerte bestimmt maßgeblich den Optimierungsaufwand und auch das Optimierungsergebnis. Für die Bestimmung der Startwerte wird möglichst viel Wissen über den Einfluss der Parameter genutzt.

Die Schätzung der Sättigungsspannung aus den Zug- und dem Druckversuch ist der erste und wichtigste Schritt für die Bestimmung der Startparameter. Die Sättigungsspannung legt den horizontalen Bereich der Spannungs-Dehnungskurve fest, wie Abbildung 4.2 zeigt. Für deren Bestimmung wird das von Hovden [36] vorgeschlagene Considère-Kriterium verwendet.

Das Considère-Kriterium definiert die Sättigungsspannung als den Punkt im wahren Spannungs-Dehnungsdiagramm, an dem gilt:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} = \sigma \quad (4.5)$$

Da die Versuchskurven stückweise linear sind wird die Ableitung der Spannungs- nach der Dehnungskurve mit einem rückwärtsgenommenen Differenzenquotienten realisiert. Als Ergebnis erhält man den in Abbildung 4.3 dargestellten Verlauf. Damit ist der Startwert der Sättigungsspannung definiert.

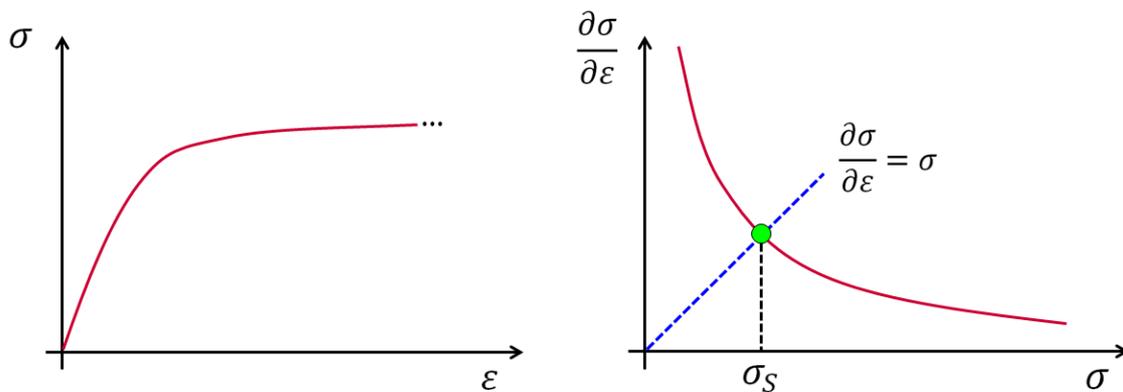


Abbildung 4.3: Considère-Kriterium

Aus den Sättigungsspannungen der Zugversuche σ_{Si} wird im nächsten Schritt der Startwert für den Dehnratenverfestigungsparameter C bestimmt. Dazu wird der plastische Bereich des Teil A isoliert betrachtet. Das plastische Modell des SIMLab-Modells ergibt sich aus Gleichung (2.41) und (2.44) zu:

$$\frac{(\alpha - 1)I_1 + \sqrt{(\alpha - 1)^2 I_1^2 + 12\alpha J_2}}{2\alpha} = \left(\sigma_S - (\sigma_S - \sigma_T) e^{-H_R \bar{\varepsilon}_A^{pl}} \right) \left(C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_A^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{0A}} + 1 \right) + 1 \right) \quad (4.6)$$

4. Simulationen zur Werkstoffcharakterisierung

Für den einachsigen Zug und mit der Vereinfachung $\alpha = 1$ ergibt sich aus Gleichung (4.6) für die Zugspannung σ_{11} folgender Zusammenhang:

$$\sigma_{11} = \left(\sigma_S - (\sigma_S - \sigma_T) e^{-H_R \bar{\varepsilon}_A^{pl}} \right) \left(C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_A^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{0A}} + 1 \right) + 1 \right) \quad (4.7)$$

Ziel ist es den Startwerte des Dehnratenverfestigungsparameters C aus den Zugversuchen zu bestimmen. Streben die plastischen Dehnungen $\bar{\varepsilon}_A^{pl}$ gegen unendlich, so konvergieren die Spannungen des Teil A gegen die Sättigungsspannungen. Aus Gleichung (4.7) kann unter der Annahme, dass die plastischen Dehnungen gegen unendlich gehen folgender Zusammenhang hergeleitet werden:

$$\sigma_{11} = \sigma_S C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_A^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{0A}} + 1 \right) + \sigma_S \quad (4.8)$$

Der Parameter $\dot{\varepsilon}_{0A}$ ist wie in Gleichung (4.4) notiert bereits aus der Definition der Werkstoffversuche festgelegt. Die Sättigungsspannungen σ_{Si} wurden für die Zugversuche bei definierten Dehnraten $\dot{\varepsilon}_A^{pl}$ nach dem Considère-Kriterium bestimmt. Die σ_{Si} können als Punkte bei der jeweiligen Dehnrate des Versuches in das Diagramm in Abbildung 4.4 eingetragen werden.

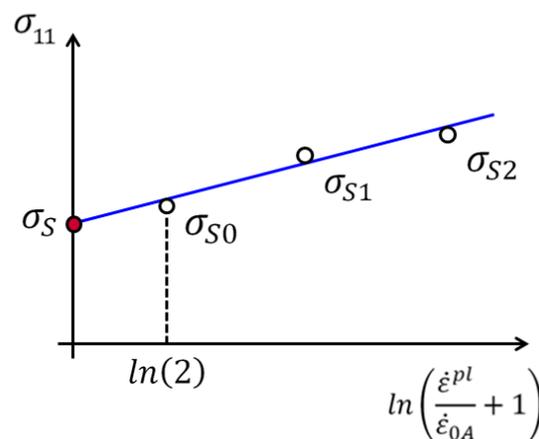


Abbildung 4.4: Lineare Regression des Dehnratenparameters C

Durch eine lineare Regression kann die Ausgleichsgerade durch die Punkte σ_{Si} bestimmt werden. Der Schnittpunkt der Geraden mit der Ordinate ist der Startwert für den Werkstoffparameter σ_S , die Sättigungsspannung. Aus der Steigung der Geraden wird der Startwert des Dehnratenparameters C bestimmt nach:

$$C = \frac{\text{Steigung der Geraden}}{\sigma_S} \quad (4.9)$$

Die Fließspannung σ_T ist wie Abbildung 4.2 zeigt kleiner als die Sättigungsspannung σ_S . Da kein anderer sinnvoller Zusammenhang für die Schätzung des Startwertes der Fließspannung hergeleitet werden kann wird der Startwert auf den halben Wert der Sättigungsspannung festgelegt und berechnet sich so nach:

$$\sigma_T = \frac{\sigma_S}{2} \quad (4.10)$$

Aus dem quasistatischen Druckversuch wird mit dem Considère-Kriterium die Sättigungsspannung σ_S^D bestimmt. Aus dem Verhältnis der quasistatischen Sättigungsspannung aus dem Druck- und Zugversuch σ_S^Z kann der Startparameter für α bestimmt werden nach:

$$\alpha = \frac{|\sigma_S^D|}{\sigma_S^Z} \quad (4.11)$$

Nach Gleichung (4.10) kann aus der Sättigungsspannung des quasistatischen Versuchs σ_{S0} die Fließspannung σ_{T0} für den quasistatischen Zugversuch berechnet werden. Aus dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm des Versuchs kann die Dehnung ε_{T0} bestimmt werden, bei der die Fließspannung σ_{T0} anliegt. Aus der Fließspannung und der Fließdehnung kann der Startwert für den Elastizitätsmodul E berechnet werden.

$$E = \frac{\sigma_{T0}}{\varepsilon_{T0}} \quad (4.12)$$

Der Startwert für den Verfestigungsparameter H_R wird so gewählt, dass ein stetig homogener Übergang zwischen dem elastischen und dem plastischen Teil gewährleistet ist. Dazu soll gelten, dass der E-Modul gleich der Ableitung der plastischen Spannung σ_{11} aus Gleichung (4.7) nach der plastischen Dehnung $\bar{\varepsilon}^{pl}$ an der Stelle $\bar{\varepsilon}_{pl} = 0$ ist. Dies schreibt sich nach:

$$\left. \frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \bar{\varepsilon}^{pl}} \right|_{\bar{\varepsilon}^{pl} = 0} = E \quad (4.13)$$

Wird Gleichung (4.13) gelöst ergibt sich für den Startwert des Verfestigungsparameters H_R für den quasistatischen Zugversuch ($\dot{\bar{\varepsilon}}_A^{pl} = \dot{\varepsilon}_{0A} = 0.001$) folgender Zusammenhang:

$$H_R = \frac{E}{(\sigma_S - \sigma_T)[C \ln(2) + 1]} \quad (4.14)$$

In Abbildung 4.6 ist die gemessene Querdehnung ν über der Dehnung im Zugversuch ε_{11} schematisch dargestellt.

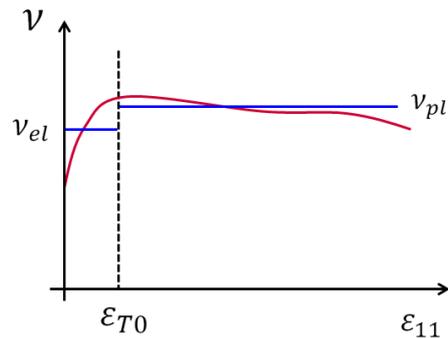


Abbildung 4.5: Bestimmung der elastischen und plastischen Querkontraktion

Mit der bereits bestimmten Fließdehnung ε_{T0} wird die Dehnung in einen elastischen und einen plastischen Bereich eingeteilt. Durch eine Mittelwertbildung in den beiden Bereichen wird die elastische und plastische Querkontraktion ν_{el} und ν_{pl} bestimmt. Die elastische Querkontraktion wird direkt als Startwert übernommen. Aus der plastischen Querkontraktion wird der Startwert für den Parameter der plastischen Volumendehnung β nach dem Vorschlag von Hovden [36] bestimmt nach:

$$\beta = \frac{2 - \nu_{pl}}{1 + \nu_{pl}} \quad (4.15)$$

Damit sind die Startwerte für alle Parameter des Teil A des SIMLab-Modells bestimmt.

Die Startwerte für die Parameter C_R und $\bar{\lambda}_L$ des Teil B werden wie folgt berechnet. Die Spannungen des Teil A und Teil B addieren sich zur Gesamtspannung des SIMLab-Modells auf, da die beiden Teile parallel geschaltet sind, wie Abbildung 4.1 zeigt und in Gleichung (2.37) notiert ist. Für den Teil A sind die Startwerte aller Parameter bereits bestimmt. Daher kann die Spannung des Teil B berechnet werden, indem die Spannungen des Teil A von den Versuchsergebnissen abgezogen werden. Die dafür benötigte Gleichung für σ_{11}^A wird im nächsten Kapitel vorgestellt.

$$\sigma_{11}^B = \sigma_{Versuch} - \sigma_{11}^A \quad (4.16)$$

Der Parameter C_R bestimmt die Anfangssteifigkeit des so isolierten Teil B σ_{11}^B und damit die Anfangssteigung. Leitet man die Spannung σ_{11}^B in Gleichung (4.23) nach der Dehnung ab und wertet diese an der Stelle $\varepsilon_{11} = 0$ aus, so kann folgender Zusammenhang hergeleitet werden:

$$C_R \approx \frac{3}{4} \frac{\partial \sigma_{11}^B}{\partial \varepsilon_{11}}(0) \quad (4.17)$$

Aus den Versuchen kann die Ableitung der isolierten Spannung des Teil B nach der Dehnung mit einem Differenzenquotienten bestimmt werden und somit der Startwert für den Parameter C_R nach Gleichung (4.17) berechnet werden.

Der Startwert für den effektiven Locking Stretch $\bar{\lambda}_L$ wird nach Seibert und Schöche [72] gewählt. In deren Arbeit wird der Startwert für den Locking Stretch λ_L berechnet nach

$$\lambda_L = \max(3\lambda_{max}, 7) \quad (4.18)$$

Daraus kann der für den Teil B notwendige effektive Locking Stretch $\bar{\lambda}_L$ für den eindimensionalen Zug aus Gleichung (2.47) und (2.48) berechnet werden nach:

$$\bar{\lambda}_L = \sqrt{\frac{1}{3}J^{-\frac{2}{3}}(\lambda_L^2 + 2\lambda_L^{-2\nu_{pl}})} \quad (4.19)$$

$$\text{mit } J = \lambda_L \cdot \lambda_L^{-2\nu_{pl}} \quad (4.20)$$

Damit sind die Startwerte für alle zehn Werkstoffparameter des SIMLab-Modells bestimmt.

4.2.2.3 Herleitung der Systemgleichungen

Das Prinzip der hier entwickelten Parameteridentifikation ist es, aus einem bestehenden Werkstoffparametersatz die analytische Antwort des Werkstoffmodells zu berechnen, diese mit den Versuchsergebnissen zu vergleichen und den Unterschied zwischen den Kurven durch Optimierung der Werkstoffparameter zu minimieren. In der Optimierung werden die Gleichungen, die die Antworten des Systems auf einen vorgegebenen Parametersatz beschreiben als Systemgleichungen bezeichnet. Im vorliegenden Fall ist das System das Werkstoffmodell.

Für die Parameteridentifikation des SIMLab-Modells werden Systemgleichungen für den Zug-, den Druck- und den Zugversuch bei höheren Dehnraten benötigt.

Im eindimensionalen Zug- und Druckversuch herrscht folgender Spannungs- und Verzerrungszustand

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

4. Simulationen zur Werkstoffcharakterisierung

Das SIMLab-Modell besteht aus zwei Teilen, dem Teil A und dem Teil B, die parallel angeordnet sind, wie Abbildung 4.1 zeigt. Die Gesamtspannung σ_{11} berechnet sich aus der Spannung des Teil A σ_{11}^A und des Teil B σ_{11}^B nach:

$$\sigma_{11} = \sigma_{11}^A + \sigma_{11}^B \quad (4.22)$$

Der Teil B ist ein hyperelastisches Modell nach Anand wie es in Gleichung (2.45) dargestellt ist. Mit der nach Delhaye [17] zulässigen Annahme für thermoplastische Kunststoffe, dass $\kappa = 0$ ist und des eindimensionalen Zuges bzw. Druckes, wie sie in Gleichung (4.21) notiert sind, kann die Spannung des Teil B σ_{11}^B aus den Dehnungen ε berechnet werden nach:

$$\sigma_{11}^B = J^{-\frac{5}{3}} \frac{2C_R}{9} \frac{3\bar{\lambda}_L^2 - \bar{\lambda}^2}{\bar{\lambda}_L^2 - \bar{\lambda}^2} (\lambda_{11}^2 - \lambda_{22}^2) \quad (4.23)$$

mit $J = \det \mathbf{F}$ (4.24); $\lambda_{ii} = F_{ii} = e^{\varepsilon_{ii}}$ (4.25); $\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{1}{3} \text{Spur}(\mathbf{B}^*)}$ (4.26); $\mathbf{B}^* = J^{-\frac{2}{3}} \mathbf{F} \mathbf{F}^T$ (4.27)

In Gleichung (4.23) sind die Werkstoffparameter C_R und $\bar{\lambda}_L$ enthalten.

Der Teil A besteht aus einem elastischen und einem viskoplastischen Teil. Die Spannung aus Teil A σ_{11}^A werden aus den Dehnungen mit einer Fallunterscheidung zwischen dem elastischen und dem plastischen Teil berechnet. Den Übergang zwischen elastischem und plastischen Teil bildet die Fließspannung bzw. die daraus berechnete Fließdehnung ε_{11}^y . Die Fließdehnung ist der Beginn der Plastizität und das Ende der Elastizität. Sie kann aus dem Schnittpunkt zwischen dem plastischen Modell in Gleichung (4.7), wenn die plastischen Dehnungen darin gegen Null gehen und dem elastischen Modell in Gleichung (4.32) bestimmt werden und ergibt sich somit nach folgender Gleichung:

$$\varepsilon_{11}^y = \frac{\sigma_T}{E} \left[C \ln \left(\frac{\bar{\varepsilon}_A^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{0A}} + 1 \right) + 1 \right] \quad (4.28)$$

Darin enthalten sind die Werkstoffparameter σ_T , E und C . Die Referenzdehnrade $\dot{\varepsilon}_{0A}$ ist, wie in Gleichung (4.4) erklärt wurde wegen der Versuche auf den Wert 0.001 1/s festgelegt. Die plastische Vergleichsdehnung $\bar{\varepsilon}_A^{pl}$ für den eindimensionalen Zug und Druck kann aus Gleichung (2.44) hergeleitet werden und berechnet sich nach:

$$\bar{\varepsilon}_A^{pl} = \begin{cases} \varepsilon_{11}^{pl} & , \text{für Zug} \\ -\alpha \varepsilon_{11}^{pl} & , \text{für Druck} \end{cases} \quad (4.29)$$

Aus Gleichung (4.29) kann die für Gleichung (4.28) benötigte plastische Vergleichsdehnrates $\frac{\dot{\varepsilon}_A^{pl}}{\dot{\varepsilon}_A}$ aus den Dehnrates der entsprechenden Versuche $\dot{\varepsilon}_{11}^{pl}$ bestimmt werden.

$$\frac{\dot{\varepsilon}_A^{pl}}{\dot{\varepsilon}_A} = \begin{cases} \dot{\varepsilon}_{11}^{pl} & , \text{für Zug} \\ -\alpha \dot{\varepsilon}_{11}^{pl} & , \text{für Druck} \end{cases} \quad (4.30)$$

Damit ergibt sich folgende Fallunterscheidung für die Spannungsberechnung in Teil A σ_{11}^A aus den Dehnungen der Zug- und Druckversuche ε_{11} .

$$\sigma_{11}^A = \begin{cases} \text{elastisch} & \varepsilon_{11} < \varepsilon_{11}^y \\ \text{plastisch} & \varepsilon_{11} \geq \varepsilon_{11}^y \end{cases} \quad (4.31)$$

Der elastische Teil im SIMLab-Modell ist beschrieben durch das Neo-Hook-Modell. Als Vereinfachung wird für die Parameteridentifikation das lineare Hook-Modell verwendet. Der so gemachte Fehler ist für kleine Dehnungen vernachlässigbar. Daraus ergibt sich im elastischen Teil die Spannung des Teil A nach der einfachen Beziehung:

$$\sigma_{11}^A = E \varepsilon_{11} \quad (4.32)$$

Erreichen die Dehnungen ε_{11} die Fließdehnung ε_{11}^y wird das Werkstoffmodell plastisch. Die plastischen Dehnungen berechnen sich aus der Gesamtdehnung nach

$$\varepsilon_{11}^{pl} = \varepsilon_{11} - \varepsilon_{11}^{el} = \varepsilon_{11} - \frac{\sigma_{11}^A}{E} \quad (4.33)$$

Leider können die plastischen Spannungen des Teil A nicht unabhängig vom Teil B berechnet werden. Der Grund ist wie Hovden [36] in seiner Arbeit zeigt, dass der Teil B im eindimensionalen Zug auch Spannungen in die 2-Richtung erzeugt. Diese müssen mit dem Teil A wieder kompensiert werden, so dass die Gesamtspannung in 2-Richtung wieder zu Null wird. Diese Kompensation zieht Spannungen in 2-Richtung in Teil A nach sich. Diese muss bei der Berechnung der plastischen Spannungen im Teil A berücksichtigt werden. Für die Berechnung der elastischen Spannungen kann diese Kopplung des Teil A und B wegen der geringen Spannungen in Teil B vernachlässigt werden. Für große Dehnungen, wie sie im plastischen Bereich von Teil A auftreten, muss diese Kopplung aber berücksichtigt werden. Für den Teil A berechnet sich aufgrund der Kopplung der beiden Teile die Spannung im plastischen Teil nach:

$$\sigma_{11}^A = \frac{\sigma_{11}^B}{2} - \frac{\bar{\sigma}_A(\alpha - 1)}{2} \pm \sqrt{\frac{(\alpha + 1)^2}{4} \bar{\sigma}_A^2 - \frac{3}{2}(\alpha - 1)\bar{\sigma}_A\sigma_{11}^B} \quad (4.34)$$

Für den Zug gilt das „+“ und für den Druck das „-“.

Die Spannung in 1-Richtung des Teil B σ_{11}^B berechnet sich nach Gleichung (4.23). Der Werkstoffparameter α ist die Zug-Druck-Asymmetrie. Die in Gleichung (4.34) enthaltene Raghava-Vergleichsspannung $\bar{\sigma}_A$ berechnet sich nach:

$$\bar{\sigma}_A = \left(\sigma_S - (\sigma_S - \sigma_T)e^{(-H_R \dot{\varepsilon}_A^{pl})} \right) \left(C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_A^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{0A}} + 1 \right) + 1 \right) \quad (4.35)$$

In Gleichung (4.35) sind die Werkstoffparameter σ_S , σ_T , H_R und C enthalten. Die Referenzdehnrate $\dot{\varepsilon}_{0A}$ ist wiederum $0.001^1/s$.

Damit sind für den Zug- und den Druckversuch die Systemgleichungen hergeleitet. Aus einer vorgegebenen Dehnung kann die Spannungsantwort des SIMLab-Modells für den eindimensionalen Zug und Druck nach Gleichung (4.22) berechnet werden. Im Teil A ergibt sich die Spannung zunächst aus dem elastischen Teil und wird berechnet nach Gleichung (4.32). Sobald die Fließbedingung erfüllt ist, berechnet sich die Spannung nach Gleichung (4.34). Die Spannungen von Teil B berechnen sich nach Gleichung (4.23).

Für die Berechnung der Spannungs-Dehnungskurven bei höheren Dehnraten können die zuvor beschriebenen Gleichungen verwendet werden, lediglich muss $\dot{\varepsilon}_{pl}$ in Gleichung (4.30) entsprechend an die Dehnrate des jeweiligen Versuches angepasst werden.

Um die Systemgleichungen analytisch herleiten zu können, wurden Vereinfachungen vorgenommen. Im Teil A wurde im elastischen Teil das Neo-Hook-Modell durch ein Hook-Modell vereinfacht. Für die Berechnung des elastischen Anteils von Teil A wurde die Kopplung von Teil A und B vernachlässigt. Die Auswirkung der Vereinfachungen wird beim später folgenden Vergleich der analytischen Werkstoffantworten mit denen von Simulationen noch einmal untersucht. Es kann vorweggenommen werden, dass der Einfluss der Vereinfachungen vernachlässigbar gering ist.

4.2.2.4 Definition der Optimierungsstrategie

Das Ziel der Parameteridentifikation ist es, einen optimalen Satz an Werkstoffparameter zu finden, die die Versuchskurven der Werkstoffcharakterisierung bestmöglich abbilden können. Um dieses Ziel zu erreichen, wurde mit dem Wissen über das SIMLab-Modell eine Optimierungsstrategie entwickelt, die in Abbildung 4.6 dargestellt ist und im Folgenden erklärt wird.

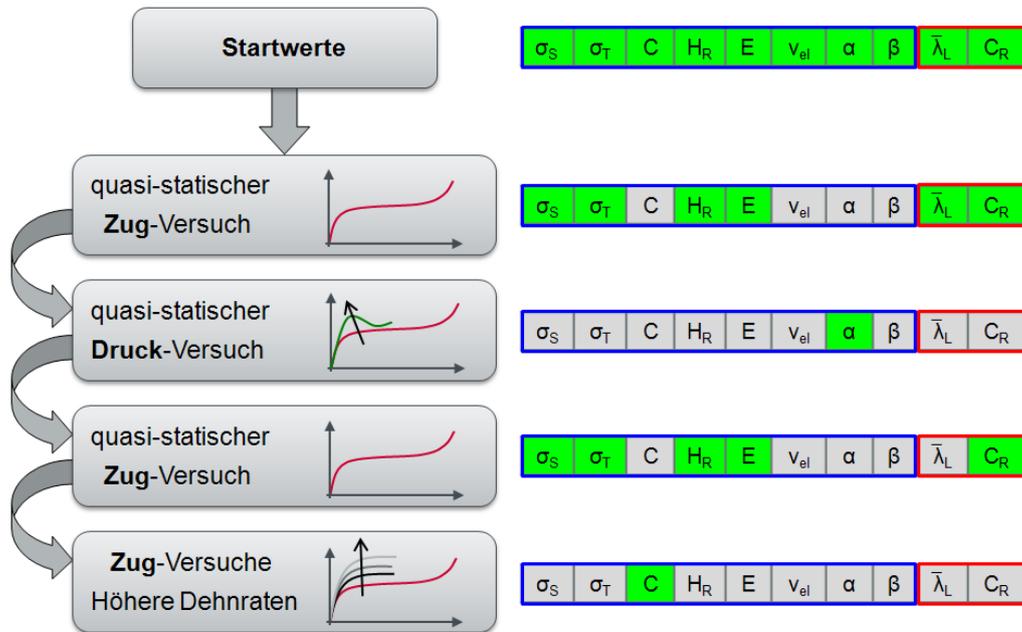


Abbildung 4.6: Optimierungsstrategie für die Parameteridentifikation des SIMLab-Modells

Die Ausgangsbasis der Parameteridentifikation ist das Spannungs-Dehnungsdiagramm des quasistatischen Zug- und Druckversuches, sowie die der Zugversuche bei höheren Dehnraten. Außerdem wird von dem quasistatischen Zugversuch die Messung der Querkontraktion über der Dehnung verwendet.

Aus diesen Versuchskurven werden, wie in Kapitel 4.2.2.2 erklärt, die Startwerte für die Optimierung berechnet.

Die elastische Querkontraktion v_{el} und der Parameter der plastischen Volumendehnung β des plastischen Potentials werden aus dem Diagramm der Querkontraktion über der Dehnung bestimmt. Die Startwerte dieser beiden Werkstoffparameter sind bereits die optimalen Werte, die sie annehmen können. Da sie auch keinen Einfluss auf die weiteren Systemgleichungen haben verbleiben sie auf ihren Startwerten.

Die verbleibenden acht Werkstoffparameter werden durch eine Optimierung bestimmt. Dazu wird die in Gleichung (4.2) definierte Zielfunktion, die den Unterschied zwischen analytischer Antwort des Werkstoffmodells und den Versuchskurven darstellt, minimiert. Als Optimierungsalgorithmus wird ein Marquardt-Levenberg-Algorithmus verwendet.

Es wäre möglich die acht Werkstoffparameter mithilfe der Versuchskurven in einer Optimierung zu bestimmen. Es ist jedoch sinnvoller das Wissen über das SIMLab-Modell und vor allem auch über den Einfluss der Parameter, wie er in Abbildung 4.2 dargestellt ist, zu nutzen und so eine stufenweise Optimierung zu entwickeln.

Die Versuchskurve mit der meisten Information ist die des quasistatischen Zugversuchs. Daher werden in einem ersten Schritt die Parameter σ_S , σ_T , H_R , E , $\bar{\lambda}_L$ und C_R auf den quasistatischen Zugversuch hin optimiert, wie es in Abbildung 4.6 dargestellt ist. Das Ergebnis ist eine optimale Abbildung der quasistatischen Zugkurve.

Der Parameter α beschreibt die Zug-Druck-Asymmetrie des Fließbeginns. Daher wird im nächsten Schritt dieser Parameter auf die quasistatische Druckkurve hin optimiert. Der Parameter α hat auch einen Einfluss auf die Berechnung der quasistatischen Zugkurve, wie Gleichung (4.34) zeigt. Daher werden in einem dritten Schritt die zuvor optimierten Parameter des quasistatischen Zuges noch einmal mit dem für den Druck optimalen Parameter α bestimmt.

Im letzten Schritt wird der Dehnratenverfestigungsparameter C mithilfe der Zugversuche bei höheren Dehnraten optimiert.

Damit sind alle Parameter für das SIMLab-Modell optimal bestimmt.

4.2.2.5 Ergebnisse der Parameteridentifikation für das SIMLab-Modell

Das Ziel der Parameteridentifikation ist, einen optimalen Parametersatz für das SIMLab-Modell zu bestimmen, mit dem die Versuchsergebnisse der Werkstoffcharakterisierung bestmöglich abgebildet werden können. Der Unterschied zwischen den analytisch berechneten Werkstoffantworten und den Versuchskurven wird mit der Zielfunktion in Gleichung (4.2) berechnet.

In Abbildung 4.7 ist die Zielfunktion über den Iterationen für die vier Optimierungsstufen des SIMLab-Modells dargestellt. Die Punkte markieren jeweils den Beginn bzw. das Ende eines Schrittes der im vorhergehenden Kapitel erklärten Optimierungsstrategie.

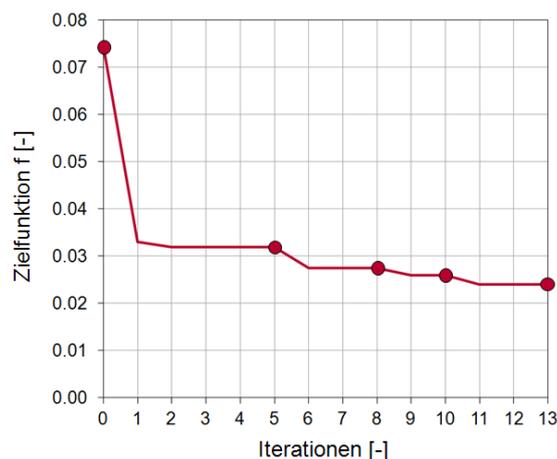


Abbildung 4.7: Zielfunktion über den Iterationen

Für die Optimierung werden lediglich 13 Iterationen benötigt. Dies zeigt, dass die Startwerte gut gewählt waren und der Algorithmus effektiv arbeitet. Diese These wird in Kapitel 4.2.4 noch einmal überprüft.

Der optimale Parametersatz für das SIMLab-Modell ist in der Tabelle 4.1 notiert.

E [MPa]	ν_{el} [-]	σ_T [MPa]	σ_S [MPa]	H_R [-]	C [-]	α [-]	β [-]	C_R [MPa]	$\bar{\lambda}_L$ [-]
1159	0.41	17.5	31.7	44.3	0.0538	1.16	1.03	1.91	5.73

Tabelle 4.1: Ergebnis der Parameteridentifikation mit dem unverstärkten PP für das SIMLab-Modell

In Abbildung 4.8 sind die Spannungs-Dehnungs-Diagramme für den Zug und Druck dargestellt. In blau sind die Versuchskurven eingefärbt, die für die Parameteridentifikation verwendet wurden. Die roten Kurven zeigen die Ergebnisse der analytischen Werkstoffantworten. Grün sind die Versuchskurven der Werkstoffcharakterisierung dargestellt, die nicht für die Parameteridentifikation verwendet wurden. Diese Kurven dienen einer ersten Validierung des Werkstoffmodells.

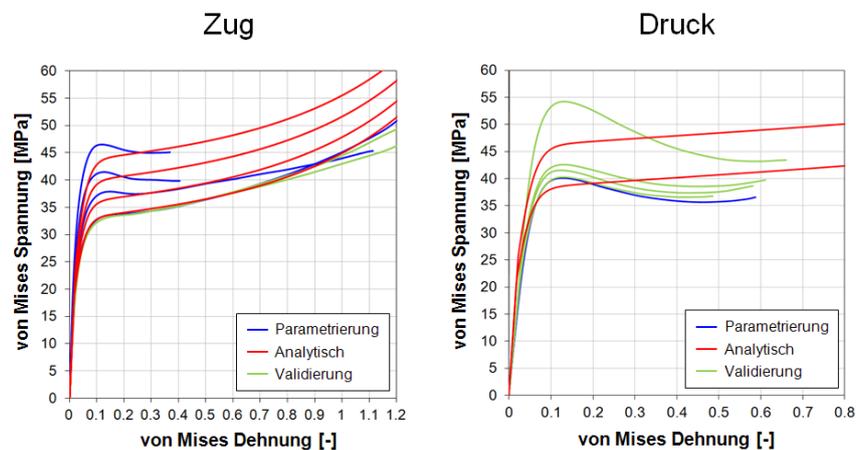


Abbildung 4.8: Vergleich der analytischen Werkstoffantworten mit den Versuchsergebnissen

Die Zugversuche werden sehr gut wiedergegeben. Die Entfestigung im Druckversuch können mit dem Werkstoffmodell nicht abgebildet werden. Die Dehnratenverfestigung, die ausschließlich im Zugversuch bestimmt wird, kann die Verfestigung im Druckversuch gut abbilden.

4.2.3 Parameteridentifikation für das VW-Modell

Das VW-Modell wird in dieser Arbeit für die Simulation von faserverstärkten Kunststoffen verwendet. In diesem Kapitel wird eine Parameteridentifikation entwickelt mit der die Werkstoffparameter für das VW-Modell aus Versuchsergebnissen bestimmt werden können. Die entwickelte Parameteridentifikation wird an den beiden in Kapitel 3.2 charakterisierten Werkstoffen PP LGF10 und PP LGF30 angewandt.

4.2.3.1 Vorstellung des Werkstoffmodells

Das VW-Modell wurde bereits in Kapitel 2.4.3.3 kurz vorgestellt. Das Werkstoffmodell wurde von Dr. Lars Greve im Rahmen eines Kooperationsprojektes der Volkswagen-Konzernforschung und der Audi AG entwickelt.

Das VW-Modell, wie es für diese Arbeit vorliegt, ist für Schalenelemente formuliert. Es wird dabei von einem ebenen Spannungszustand ausgegangen.

Das rheologische Ersatzmodell des VW-Modells ist in Abbildung 4.9 dargestellt. Neben den Teilmodellen sind die darin enthaltenen Werkstoffparameter notiert. Im Gegensatz zum SIMLab-Modell besteht das VW-Modell nicht aus zwei parallelen Teilen.

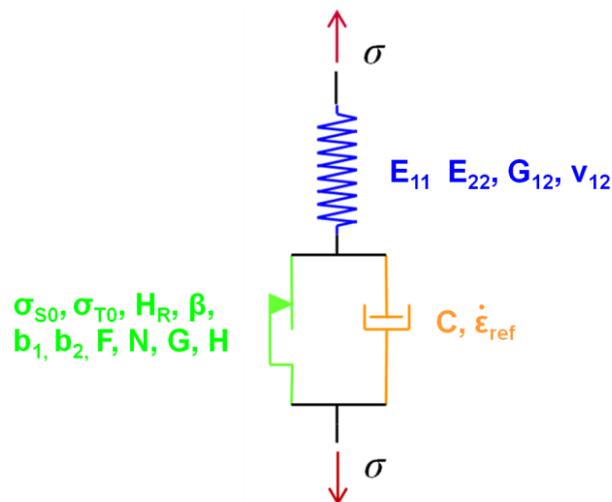


Abbildung 4.9: Rheologisches Ersatzmodell für das VW-Modell und enthaltene Werkstoffparameter

Die Werkstoffparameter haben verschiedene Einflüsse. In Abbildung 4.10 ist dargestellt, welche Bereiche der Spannungs-Dehnungskurven die einzelnen Parameter beeinflussen.

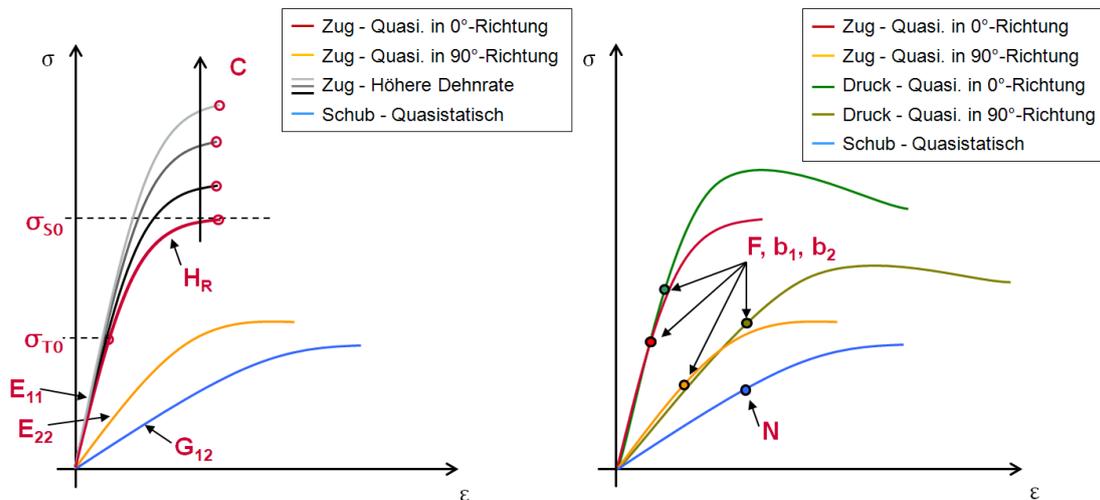


Abbildung 4.10: Einfluss der Werkstoffparameter beim VW-Modell

Das VW-Modell besitzt eine lineare transversal isotrope Elastizität. Darin enthalten sind die Parameter E_{11} , E_{22} , G_{12} und ν_{12} . Die Fließfläche ist orthotrop und besitzt eine Zug-Druck-Asymmetrie. Darin enthalten sind die Parameter σ_{T0} , F , b_1 , b_2 und N . Die Verfestigung wird beschrieben mit den Parametern σ_s und H_R . Die Dehnratenverfestigung ist analog dem SIMLab-Modell mit dem Parameter C definiert.

4.2.3.2 Bestimmung der Startwerte

Wie bereits bei der Parameteridentifikation des SIMLab-Modelles erläutert ist die Wahl der Startwerte für die Qualität der Optimierung sehr wichtig.

Für die Wahl der Startwerte für das VW-Modell ist die Bestimmung der Fließ- und Sättigungsspannungen von zentraler Relevanz. Auch beim VW-Modell wird dafür das in Kapitel 4.2.2.2 vorgestellte Considère-Kriterium verwendet. Aus den mit dem Considère-Kriterium bestimmten Sättigungsspannungen σ_s werden nach folgender Gleichung die Fließspannungen σ_y berechnet:

$$\sigma_y = \frac{\sigma_s}{2} \quad (4.36)$$

Daraus ergeben sich aus den einzelnen Versuchen folgende Fließ- und Sättigungsspannungen:

- Quasistatischer Zugversuch in 0° und 90°: $\sigma_s^{z0^\circ}$, $\sigma_s^{z90^\circ}$, $\sigma_y^{z0^\circ}$, $\sigma_y^{z90^\circ}$
- Quasistatischer Druckversuch in 0° und 90°: $\sigma_s^{d0^\circ}$, $\sigma_s^{d90^\circ}$, $\sigma_y^{d0^\circ}$, $\sigma_y^{d90^\circ}$
- Quasistatischer Schubversuch in 0°: $\sigma_s^{s0^\circ}$, $\sigma_y^{s0^\circ}$
- Zugversuche bei höheren Dehnrates in 0°: $\sigma_{si}^{z0^\circ}$, $\sigma_{yi}^{z0^\circ}$

4. Simulationen zur Werkstoffcharakterisierung

Zur Bestimmung der elastischen Steifigkeiten E_{11} , E_{22} , G_{12} werden aus den entsprechenden Versuchen die Dehnungen ε_y^{zi} bei den zuvor berechneten Fließspannungen σ_y^{zi} bestimmt. Daraus werden die Startwerte wie folgt berechnet.

$$E_{11} = \frac{\sigma_y^{z0^\circ}}{\varepsilon_y^{z0^\circ}} \quad (4.37)$$

$$E_{22} = \frac{\sigma_y^{z90^\circ}}{\varepsilon_y^{z90^\circ}} \quad (4.38)$$

$$G_{12} = \frac{\sigma_y^{s0^\circ}}{2\varepsilon_y^{s0^\circ}} \quad (4.39)$$

Der Fließbeginn wird beim VW-Modell durch die Parameter F , N , G , H , b_1 , b_2 und σ_{T0} beschrieben. Die Vergleichsspannung im VW-Modell $\bar{\sigma}$ berechnet sich für den ebenen Spannungszustand nach:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{F(\sigma_{22} - b_2)^2 + G(\sigma_{11} - b_1)^2 + H(\sigma_{11} - b_1 - \sigma_{22} + b_2)^2 + 2N\sigma_{12}^2} \quad (4.40)$$

Daraus leiten sich für den Fließbeginn im Zug und Druck und jeweils in die 0° - und 90° -Richtung vier Gleichungen ab.

$$0 = \sqrt{Fb_2^2 + G(\sigma_y^{z0^\circ} - b_1)^2 + H(\sigma_y^{z0^\circ} - b_1 + b_2)^2} - \sigma_{T0} \quad (4.41)$$

$$0 = \sqrt{Fb_2^2 + G(\sigma_y^{d0^\circ} - b_1)^2 + H(\sigma_y^{d0^\circ} - b_1 + b_2)^2} - \sigma_{T0} \quad (4.42)$$

$$0 = \sqrt{F(\sigma_y^{z90^\circ} - b_2)^2 + Gb_1^2 + H(\sigma_y^{z90^\circ} + b_1 - b_2)^2} - \sigma_{T0} \quad (4.43)$$

$$0 = \sqrt{F(\sigma_y^{d90^\circ} - b_2)^2 + Gb_1^2 + H(\sigma_y^{d90^\circ} + b_1 - b_2)^2} - \sigma_{T0} \quad (4.44)$$

Wird wie in der Elastizität auch in der Plastizität eine transversale Isotropie angenommen, so sind nach Betten [13] die beiden Hill-Parameter G und H auf 0.5 zu setzen.

$$G = H = 0.5 \quad (4.45)$$

Somit beinhaltet das Gleichungssystem (4.41) bis (4.44) vier Gleichungen mit vier Unbekannten F , b_1 , b_2 und σ_{T0} . Das Gleichungssystem wird zur Bestimmung der Startparameter für F , b_1 , b_2 und σ_{T0} mit einem numerischen Newton-Verfahren gelöst.

Der Hill-Parameter N bestimmt den Fließbeginn im Schub. Er kann aus Gleichung (4.40) für den Schub hergeleitet werden. Nach Umstellung der Gleichung kann N direkt berechnet werden nach:

$$N = \frac{\sigma_{T0}^2 - Fb_2^2 - Gb_1^2 - H(b_2 - b_1)^2}{2(\sigma_y^{s0^\circ})^2} \quad (4.46)$$

Aus Gleichung (2.53), (2.54) und (2.55) kann für den eindimensionalen Zug und unter der Vereinfachung das $b_1 = b_2 = 0$ für die Spannung σ_{11} folgender Zusammenhang hergeleitet werden:

$$\sigma_{11} = \sigma_{S0} - (\sigma_{S0} - \sigma_{T0})e^{-H_R \bar{\epsilon}^{pl}} \left(C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_{ref}} \right) + 1 \right) \quad (4.47)$$

Die Sättigungsspannung σ_{S0} und der Dehnratenverfestigungsparameter C werden analog dem Vorgehen beim SIMLab-Modell bestimmt. Wenn die plastischen Dehnungen $\bar{\epsilon}^{pl}$ in Gleichung (4.47) gegen unendlich streben, konvergieren die Spannungen gegen die Sättigungsspannungen. Daraus ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\sigma_{11} = \sigma_{S0} C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_{ref}} \right) + \sigma_{S0} \quad (4.48)$$

Vergleicht man die Definition der Dehnratenverfestigung des VW-Modells mit der des SIMLab-Modells in Gleichung (4.8), so ist ersichtlich, dass sie sich geringfügig unterscheiden. Die Referenzdehnraten $\dot{\bar{\epsilon}}_{ref}$ ist die des quasistatischen Versuches von $0.001^1/s$. Wie in Abbildung 4.11 dargestellt ist, kann mit einer linearen Regression durch die Sättigungsspannungen der Zugversuche in 0° -Richtung die Steigung der Geraden und der Schnittpunkt mit der Ordinate bestimmt werden.

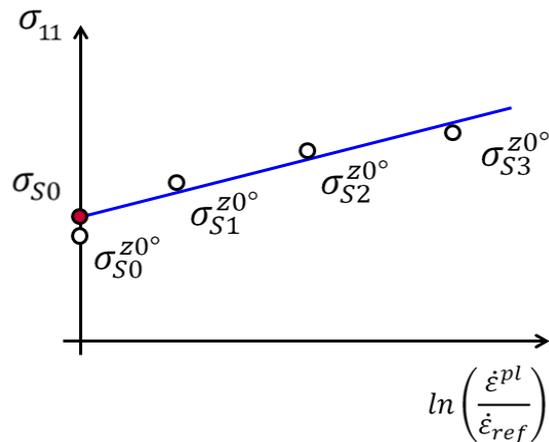


Abbildung 4.11: Bestimmung von C und σ_{S0}

Der Schnittpunkt mit der Ordinate entspricht dem Werkstoffparameter σ_{S0} .

Aus der Steigung der Regressionsgeraden in Abbildung 4.11 kann der Dehnratenverfestigungsparameter C bestimmt werden nach:

$$C = \frac{\text{Steigung der Geraden}}{\sigma_{S0}} \quad (4.49)$$

Der Startwert für den Verfestigungsparameter H_R soll wie beim SIMLab-Modell so bestimmt werden, dass ein homogener Übergang von der Elastizität zur Plastizität gewährleistet ist. Dazu wird gefordert, dass:

$$\left. \frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \varepsilon_{11}^{pl}} \right|_{\varepsilon_{11}^{pl} = 0} = E_{11} \quad (4.50)$$

Wird die Gleichung (4.50) mit der Spannung σ_{11} aus Gleichung (4.48) gelöst, erhält man durch Umstellung des Ergebnisses den Startwert des Verfestigungsparameters H_R :

$$H_R = \frac{E_{11}}{\sigma_{T0}} \quad (4.51)$$

Analog dem SIMLab-Modell werden aus der Messung der Querkontraktion über der Dehnung durch Mittelwertbildung die Parameter ν_{12}^{el} und ν_{12}^{pl} bestimmt. Das Vorgehen ist in Abbildung 4.5 für das SIMLab-Modell dargestellt. Die Werte für ν_{12}^{el} und ν_{12}^{pl} werden für die Optimierung wie beim SIMLab-Modell nicht weiter verändert, da sie keinen Einfluss auf die anderen Systemgleichungen haben und der Mittelwert den besten bzw. optimalen Wert darstellt. Die Trennung zwischen elastisch und plastisch findet beim VW-Modell über $\varepsilon_y^{z0^\circ}$ statt.

Aus dem Wert für v_{12}^{el} wird der Werkstoffparameter v_{12} wie folgt berechnet:

$$v_{12} = v_{12}^{el} \quad (4.52)$$

Der Parameter β beschreibt die plastische Volumendehnung und kann aus dem plastischen Potenzial unter Verwendung der Normalenregel aus der zuvor gemessenen Querkontraktion v_{12}^{pl} berechnet werden nach:

$$\beta = \frac{3}{\sqrt{2}} \sqrt{\frac{1 - 2v_{12}^{pl}}{1 + v_{12}^{pl}}} \quad (4.53)$$

Damit sind für alle Werkstoffparameter des VW-Modells die Startwerte bestimmt.

4.2.3.3 Herleitung der Systemgleichungen

Wie für das SIMLab-Modell werden für die Optimierung der Werkstoffparameter die Systemgleichungen des VW-Modells benötigt. Diese sind die Spannungsantworten des Werkstoffmodells zu den Dehnungen der Versuche. Für den Zug, Druck und Schub wird folgender Spannungs- und Dehnungszustand für die Herleitung der Werkstoffantworten angenommen.

Belastung	Zug / Druck		Schub
Richtung	0°	90°	0°
Spannungszustand	$\begin{bmatrix} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & \sigma_{12} & 0 \\ \sigma_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$
Dehnungszustand	$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{bmatrix}$		$\begin{bmatrix} 0 & \varepsilon_{12} & 0 \\ \varepsilon_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$

Tabelle 4.2: Spannungs- und Dehnungszustände

Im Gegensatz zum SIMLab-Modell hat das VW-Modell keinen parallelen elastischen Bereich. Es ist ein seriell angeordnetes elastisch-viskoplastisches Werkstoffmodell. Die Herausforderung bei der Herleitung der analytischen Spannungs-Dehnungsbeziehungen liegt hier in der Orthotropie des Modells. Die Spannungen sind bis zum Erreichen der Fließgrenze elastisch und anschließend plastisch.

4. Simulationen zur Werkstoffcharakterisierung

Im elastischen Bereich berechnen sich die Spannungen für den Zug und Druck in 1-Richtung (Faserhaupttrichtung) nach:

$$\sigma_{11} = E_{11}\varepsilon_{11} \quad (4.54)$$

In die 2-Richtung berechnen sich die Spannungen analog nach:

$$\sigma_{22} = E_{22}\varepsilon_{22} \quad (4.55)$$

Für den einfachen Schub berechnen sich die Spannungen nach:

$$\sigma_{12} = 2G_{12}\varepsilon_{12} = G_{12}\gamma_{12} \quad (4.56)$$

Die Fließgrenze beschreibt den Übergang zwischen elastischem und plastischen Bereich. Unter der Annahme, dass die plastische Dehnung gegen Null geht, kann aus Gleichung (4.47) die Spannung σ_{11} berechnet werden nach:

$$\sigma_{11} = \left(C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{ref}} \right) + 1 \right) \sigma_{T0} \quad (4.57)$$

Die Referenzdehnrate $\dot{\varepsilon}_{ref}$ wird beim VW-Modell wie auch beim SIMLab-Modell durch den langsamsten Versuch vorgegeben und hat den Wert $0.001^1/s$. Wenn die Gleichung (4.57) zum ersten Mal erfüllt ist, beginnt der plastische Bereich. Am Beginn der Plastizität endet die Elastizität. An diesem Schnittpunkt kann die elastische Spannung aus Gleichung (4.54) gleich der Spannung am Beginn der Plastizität aus Gleichung (4.57) gesetzt werden. Durch Umstellung ergibt sich daraus Fließdehnung für die 1-Richtung ε_{11}^y und für die 2-Richtung ε_{22}^y nach:

$$\varepsilon_{11}^y = \frac{\sigma_{T0}}{E_{11}} \left(C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{ref}} \right) + 1 \right) \quad \text{bzw.} \quad \varepsilon_{22}^y = \frac{\sigma_{T0}}{E_{22}} \left(C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{ref}} \right) + 1 \right) \quad (4.58)$$

Für Schub gilt:

$$\varepsilon_{12}^y = \frac{\sigma_{T0}}{2G_{12}} \left(C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_{ref}} \right) + 1 \right) \quad (4.59)$$

Aus Gleichung (4.40) kann für die Zug- und Druckbelastung in 1-Richtung die plastische Vergleichsdehnung $\bar{\varepsilon}^{pl}$ berechnet werden aus der plastischen Versuchsdehnungen ε_{11}^{pl} nach:

$$\bar{\varepsilon}^{pl} = \frac{1}{\sqrt{(G + H)}} \varepsilon_{11}^{pl} \quad (4.60)$$

In 2-Richtung berechnet sich die plastische Vergleichsdehnung $\bar{\varepsilon}^{pl}$ nach:

$$\bar{\varepsilon}^{pl} = \frac{1}{\sqrt{(F + H)}} \varepsilon_{22}^{pl} \quad (4.61)$$

Für den Schub berechnet sich die plastische Vergleichsdehnung $\bar{\varepsilon}^{pl}$ nach:

$$\bar{\varepsilon}^{pl} = \sqrt{\frac{2}{N}} \varepsilon_{12}^{pl} \quad (4.62)$$

Die plastischen Versuchsdehnungen ε^{pl} berechnen sich aus den Gesamtdehnungen des Versuches ε_{11} , ε_{22} , ε_{12} nach:

$$\varepsilon_{11}^{pl} = \varepsilon_{11} - \frac{\sigma_{11}}{E_{11}} \quad (4.63)$$

$$\varepsilon_{22}^{pl} = \varepsilon_{22} - \frac{\sigma_{22}}{E_{22}} \quad (4.64)$$

$$\varepsilon_{12}^{pl} = \varepsilon_{12} - \frac{\sigma_{12}}{2G_{12}} \quad (4.65)$$

Die plastische Vergleichsdehnrate $\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$, wie sie für die Berechnung der Fließdehnung in Gleichung (4.57) benötigt wird, ist die zeitliche Ableitung der entsprechenden Gleichungen (4.60), (4.61) und (4.62).

Damit können die Fließdehnungen ε_{11}^y , ε_{22}^y , ε_{12}^y für alle Versuche berechnet werden.

4. Simulationen zur Werkstoffcharakterisierung

Sind die Dehnungen kleiner als die Fließdehnung, so sind die zu berechnenden Spannungen elastisch. Ist die Dehnung größer als die Fließdehnung, so handelt es sich um plastische Spannungen. Beispielhaft gilt für die Spannung in 1-Richtung:

$$\sigma_{11} = \begin{cases} \text{elastisch} & \varepsilon_{11} < \varepsilon_{11}^y \\ \text{plastisch} & \varepsilon_{11} \geq \varepsilon_{11}^y \end{cases} \quad (4.66)$$

Die Spannung für den elastischen Bereich wurde für die Belastungen σ_{11} , σ_{22} und σ_{12} bereits in den Gleichungen (4.54), (4.55) und (4.56) notiert.

Die Zug- und Druckspannungen in 1-Richtung σ_{11} im plastischen Bereich können aus den Gleichungen (2.53), (2.54) und (2.55) hergeleitet werden und ergeben sich zu:

$$\sigma_{11} = \frac{Gb_1 - H(b_2 - b_1)}{G + H} \dots \quad (4.67)$$

$$\pm \frac{1}{G + H} \sqrt{(H(b_2 - b_1) - Gb_1)^2 - (G + H)(Fb_2^2 + Gb_1^2 + H(b_2 - b_1)^2 - \bar{\sigma}^2)}$$

Wobei das „+“ für Zug und das „-“ für den Druck gilt.

Die Zug- und Druckspannungen in 2-Richtung σ_{22} im plastischen Bereich ergeben sich analog dazu und werden berechnet nach:

$$\sigma_{22} = \frac{Fb_2 - H(b_1 - b_2)}{F + H} \dots \quad (4.68)$$

$$\pm \frac{1}{F + H} \sqrt{(H(b_1 - b_2) - Fb_2)^2 - (F + H)(Fb_2^2 + Gb_1^2 + H(b_2 - b_1)^2 - \bar{\sigma}^2)}$$

Für den Schub berechnen sich die Spannungen σ_{12} im plastischen Bereiche nach:

$$\sigma_{12} = \sqrt{\frac{1}{2N} (\sigma_y^2 - Fb_2^2 - Gb_1^2 - H(b_1 - b_2)^2)} \quad (4.69)$$

Damit sind die notwendigen Systemgleichungen des VW-Modells alle hergeleitet.

4.2.3.4 Definition der Optimierungsstrategie

Analog dem Vorgehen beim SIMLab-Modell wird die Parameteridentifikation für das VW-Modell auch gestaffelt aufgebaut. Ziel ist auch hier das Wissen über das Werkstoffmodell und dessen Aufbau bestmöglich für die Parameteridentifikation zu nutzen. Der Ablauf der einzelnen Schritte ist in Abbildung 4.12 dargestellt.

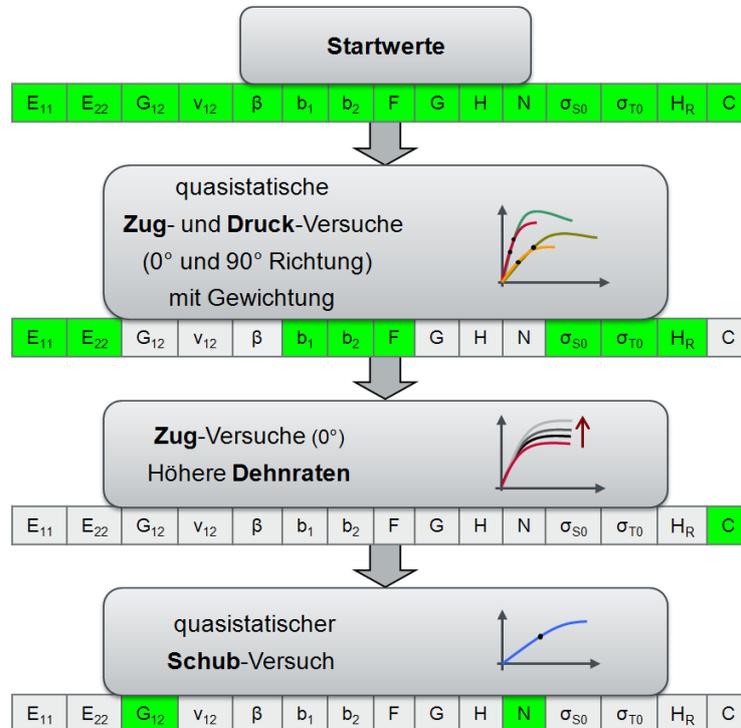


Abbildung 4.12: Optimierungsstrategie für die Parameteridentifikation des VW-Modells

Im ersten Schritt werden wie in Kapitel 4.2.3.2 vorgestellt die Startwerte aller Werkstoffparameter aus den Versuchsergebnissen berechnet. Die elastische Querkontraktion ν_{el} und der Parameter der plastischen Volumendehnung β verbleiben auf ihren Startwerten, da dies bereits die optimalen Werte sind. Die Hill-Parameter G und H werden nach Betten [13] für ein transversal isotropes Werkstoffmodell auf 0.5 gesetzt

Im ersten Optimierungsschritt werden auf die Zug- und Druckkurven in 0° und 90° hin die Elastizitätsmodule E_{11} und E_{22} , die Fließfläche b_1 , b_2 , F , σ_{T0} und die Verfestigung mit σ_{S0} und H_R optimiert. Darauf aufbauend wird auf die Zugversuche bei höheren Dehnraten der Dehnratenverfestigungsparameter C optimiert. Der Schubversuch ist sowohl im elastischen als auch plastischen Bereich unabhängig von den anderen Belastungen. Im letzten Schritt wird der Schubmodul G_{12} und der Hill-Parameter N für den Schubversuch optimiert. Damit sind alle Werkstoffparameter des VW-Modells optimal bestimmt.

4.2.3.5 Ergebnisse der Parameteridentifikation für das VW-Modell

Die Parameteridentifikation, wie sie in den vorhergehenden Schritten erklärt wurde, wird auf die beiden Werkstoffe PP LGF10 und PP LGF30 angewendet. Die notwendigen Versuchskurven wurden im Rahmen der Werkstoffcharakterisierung in Kapitel 3 ermittelt.

Der Verlauf der Optimierung für den PP LGF10 ist in Abbildung 4.13 dargestellt. Aufgetragen ist die in Gleichung (4.2) definierte Zielfunktion über den Iterationen. Markiert sind auch die Ergebnisse der einzelnen Optimierungsschritte.

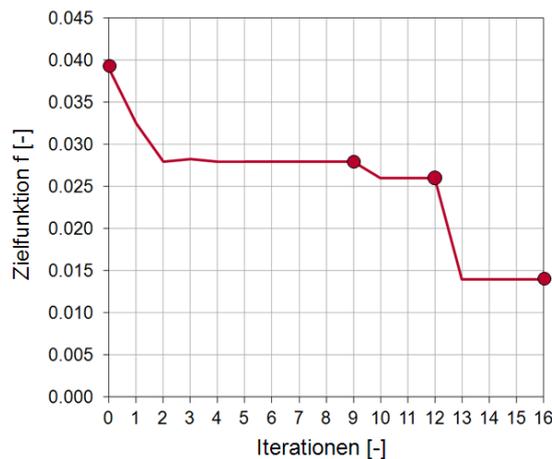


Abbildung 4.13: Zielfunktion über den Iterationen für PP LGF10

In der folgenden Tabelle sind die optimalen Werkstoffparameter für das PP LGF10 zusammengefasst.

E_{11} [MPa]	E_{22} [MPa]	G_{12} [MPa]	ν_{12} [-]	β [-]	b_1 [MPa]	b_2 [MPa]	F [-]	N [-]	σ_{S0} [MPa]	σ_{T0} [MPa]	H_R [-]	C [-]
2777	2597	724	0.41	0.62	3.8	-1.99	0.65	1.17	47.9	15.2	182.2	0.0833

Tabelle 4.3: Ergebnis der Parameteridentifikation für PP LGF10

In Abbildung 4.14 sind die Versuchskurven den analytischen Spannungs- Dehnungskurven der Parameteridentifikation gegenübergestellt. Die Versuchskurven sind unterteilt in Kurven, die für die Parameteridentifikation verwendet wurden und die, die nicht verwendet wurden. Diese können für eine erste Validierung des Werkstoffmodells verwendet werden.

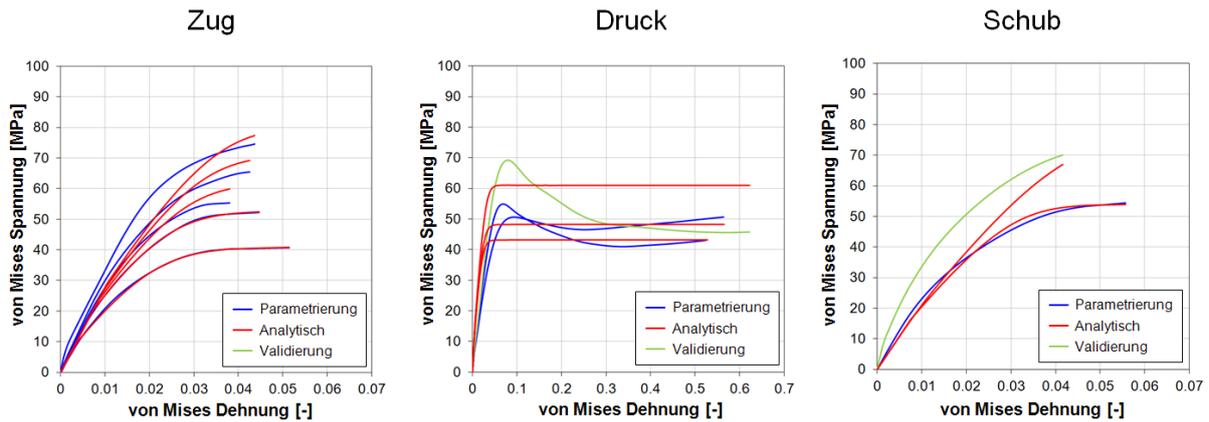


Abbildung 4.14: Ergebnisse der Parameteridentifikation und Validierung für PP LGF10

Die Zugversuche können mit den Ergebnissen der Parameteridentifikation sehr gut wiedergegeben werden. Die Entfestigung bei den Druckversuchen können mit dem Werkstoffmodell nicht abgebildet werden, aber die Ergebnisse der Parameteridentifikation generieren einen möglichst optimalen Kompromiss. Der quasistatische Schubversuch wird sehr gut wiedergegeben. Der Schubversuch bei der höheren Dehnrates weist einen gewissen Unterschied auf.

Die Parameteridentifikation wird auch auf die Versuchskurven des PP LGF30 angewendet. Das Ergebnis der Optimierung ist in Abbildung 4.15 dargestellt.

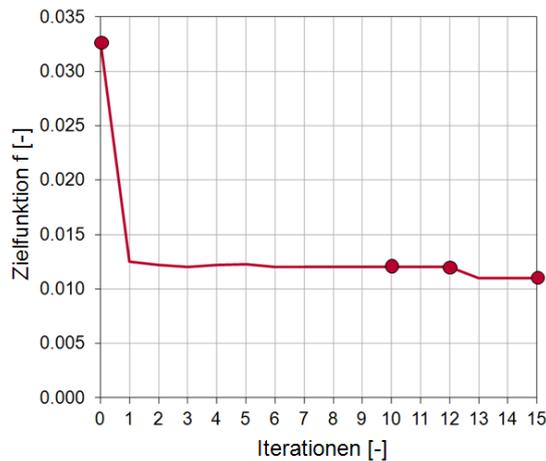


Abbildung 4.15: Zielfunktion über den Iterationen für PP LGF30

Die optimalen Werkstoffparameter sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst.

E_{11} [MPa]	E_{22} [MPa]	G_{12} [MPa]	ν_{12} [-]	β [-]	b_1 [MPa]	b_2 [MPa]	F [-]	N [-]	σ_{S0} [MPa]	σ_{T0} [MPa]	H_R [-]	C [-]
5257	2594	851	0.37	1.19	-8.4	-15.1	1.88	2.24	79.9	50.6	273.5	0.0375

Tabelle 4.4: Ergebnis der Parameteridentifikation für PP LGF30

Ein Vergleich zwischen den Versuchskurven und den analytischen Werkstoffantworten ist in Abbildung 4.16 dargestellt.

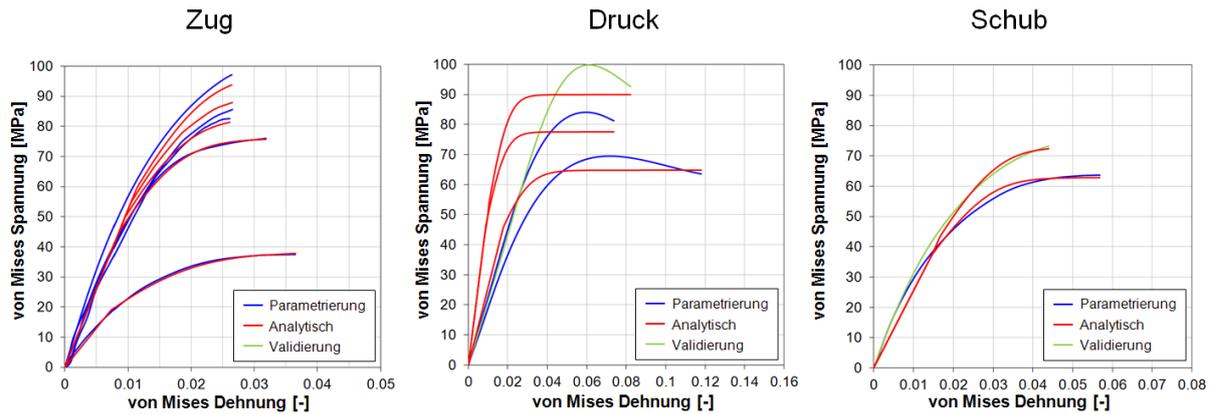


Abbildung 4.16: Ergebnisse der Parameteridentifikation und Validierung für PP LGF30

Die Ergebnisse der Parameteridentifikation können die Zugversuche sehr gut abbilden. Wie bereits in der Werkstoffcharakterisierung diskutiert weisen die Druckversuche für das PP LGF30 eine geringere Steifigkeit auf als die Zugversuche. Diese Eigenschaft ist mit dem VW-Modell nicht abbildbar. Daraus erklärt sich die Abweichung zwischen den Ergebnissen der Parameteridentifikation und den Versuchsergebnissen in der Druckbelastung. Sehr gut ist die Übereinstimmung für die Schubbelastung.

4.2.4 Verifikation der Ergebnisse der Parameteridentifikation

Die Parameteridentifikation ist das wichtige Bindeglied zwischen den theoretischen Werkstoffmodellen auf der einen und der Crashsimulation auf der anderen Seite. Die mit ihr bestimmten Parameter sind maßgebend für die Ergebnisse der noch folgenden Untersuchungen auf Komponenten- und Gesamtfahrzeugebene. Daher ist es notwendig die Ergebnisse der Parameteridentifikation detailliert zu verifizieren.

Da es sich bei der Parameteridentifikation um eine Optimierung handelt muss auch eine dafür angepasste Verifikation durchgeführt werden. Zwei Aspekte sollen in dieser Verifikation untersucht werden. Zum einen soll geklärt werden, ob es sich bei den Ergebnissen der Parameteridentifikation tatsächlich um das optimale Ergebnis handelt. Zum anderen soll untersucht werden wie effizient die hier entwickelte Parameteridentifikation ist.

Den größten Einfluss innerhalb der Parameteridentifikation hat die automatisierte Wahl der Startwerte der Werkstoffparameter, wie sie in Kapitel 4.2.2.2 und 4.2.3.2 entwickelt wurde. Mit dieser Einflussgröße soll die Frage nach der Effizienz und des Optimums untersucht werden. Dazu werden Startwerte manuell gewählt, die sich weit von den automatisch gewählten und auch dem Optimum entfernt befinden. Wird mit der Optimierung wieder das identische Optimum erreicht, so ist ein wichtiges Indiz gegeben, dass es sich bei dem gefundenen Optimum um das globale Optimum handelt. Diese Argumentation ist in Abbildung 4.17 dargestellt. Werden die Startwerte ausreichend weit entfernt gewählt und findet der Optimierer auf dem Weg zu dem bisherigen Optimum kein weiteres Optimum, so kann angenommen werden, dass es sich bei dem bisherigen Optimum um das globale handelt.

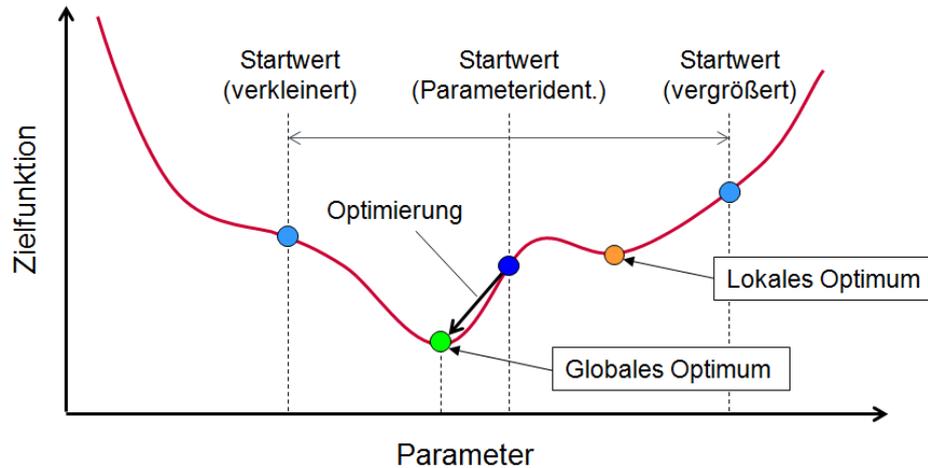


Abbildung 4.17: Überprüfung des globalen Optimums

Es wird angenommen, dass eine gute Wahl der Startwerte auch maßgebend für die Effizienz der Parameteridentifikation ist. Daher wurde auch in den vorhergehenden Kapiteln auf eine möglichst optimale Wahl der Startwerte hin gearbeitet. Die Effizienz der Parameteridentifikation bemisst sich an den Iterationen, die notwendig sind, um das Optimum zu erreichen.

Für das SIMLab- und das VW-Modell wurde je eine eigene Parameteridentifikation aufgebaut. Diese werden im folgenden getrennt mit der zuvor erklärten Methode verifiziert. In der Tabelle 4.5 sind die Ergebnisse der SIMLab-Parameteridentifikation für das unverstärkte PP aufgelistet.

	E [MPa]	v_{el} [-]	σ_T [MPa]	σ_S [MPa]	H_R [-]	C [-]	α [-]	β [-]	C_R [MPa]	$\bar{\lambda}_L$ [-]	Zielfunktion	Iterationen
Startwerte	936	0.41	16.0	31.0	56.9	0.0670	1.20	1.03	3.63	5.73	2.4	13
Optimum	1159	0.41	17.5	31.7	44.3	0.0538	1.16	1.03	1.91	5.73		

Tabelle 4.5: Ergebnisse der SIMLab-Parameteridentifikation

Das Ergebnis der Optimierung ist wie in Gleichung (4.2) definiert die Zielfunktion und hat einen Wert von 2.4. Es werden 13 Iterationen benötigt um das Optimum zu finden.

Um die Parameteridentifikation für das SIMLab-Modell zu verifizieren werden die Startwerte wie zuvor erklärt manuell vorgegeben. Sie werden im Vergleich zu den automatisierten Startwerten um den Faktor 2 vergrößert und verkleinert. In Tabelle 4.6 sind die neuen Startwerte und die Ergebnisse der Verifikation dargestellt.

4. Simulationen zur Werkstoffcharakterisierung

	E [MPa]	ν_{el} [-]	σ_T [MPa]	σ_S [MPa]	H_R [-]	C [-]	α [-]	β [-]	C_R [MPa]	$\bar{\lambda}_L$ [-]		
Startwerte (Parameterident.)	936	0.41	16.0	31.0	56.9	0.0670	1.20	1.03	3.63	5.73		
Startwerte (halbiert)	468	0.41	8.0	15.5	28.5	0.0335	0.60	1.03	1.82	2.87		
Startwerte (verdoppelt)	1872	0.41	32.0	62.0	113.8	0.1340	2.40	1.03	7.26	11.46		
	E [MPa]	ν_{el} [-]	σ_T [MPa]	σ_S [MPa]	H_R [-]	C [-]	α [-]	β [-]	C_R [MPa]	$\bar{\lambda}_L$ [-]	Zielfunktion	Iterationen
Optimum (Parameterident.)	1159	0.41	17.5	31.7	44.3	0.0538	1.16	1.03	1.91	5.73	2.4	13
Optimum (halbiert)	1160	0.41	17.5	31.7	44.2	0.0538	1.16	1.03	1.91	5.73	2.4	16
Optimum (verdoppelt)	1159	0.41	17.5	31.7	44.3	0.0538	1.16	1.03	1.91	5.73	2.4	17

Tabelle 4.6: Verifikation der SIMLab-Parameteridentifikation

Im oberen Teil der Tabelle 4.6 sind Startwerte dargestellt, die sich automatisiert innerhalb der Parameteridentifikation ergeben und in der zweiten und dritten Zeile jeweils die halbierten und verdoppelten Werte, die für die Verifikation verwendet werden. Die beiden Werkstoffparameter ν_{el} (elastische Querkontraktion) und β (plastische Volumendehnung) werden wie in Kapitel 4.2.2.4 erklärt wurde während der Parameteridentifikation auf den Startwerten belassen. Daher dürfen sie für die Verifikation auch nicht halbiert oder verdoppelt werden, da der Optimierungsalgorithmus innerhalb der Parameteridentifikation diese Werte nicht verändern kann.

Anhand der Ergebnisse der Parameteridentifikation ist ersichtlich, dass die Werkstoffparameter trotz der deutlich weiter entfernten liegenden Startwerte in beiden Fällen die optimalen Werte der Parameteridentifikation annehmen. Im Fall der verdoppelten Startwerte sind die Werte der Werkstoffparameter sogar identisch. Bei den halbierten Startwerten zeigen der E-Modul E und der Verfestigungsparameter H_R geringe Abweichungen. Das Ergebnis der Parameteridentifikation, die Zielfunktion, sind für alle Startwerte identisch. Die Iterationen, die notwendig sind, um die Optima zu erreichen sind für die bestimmten Startwerte mit 13 Iterationen am besten. Die halbierten Startwerte benötigen drei Iterationen und die Verdoppelten vier Iterationen mehr.

Da auch mit den deutlich weiter entfernten Startwerten, die identischen Werte für die Werkstoffparameter berechnet werden, kann angenommen werden, dass es sich bei den bestimmten Werten um die globalen Optima handelt. Anhand der Iterationen, die notwendig sind um die Optima zu bestimmen ist ersichtlich, dass die innerhalb der Parameteridentifikation berechneten Startwerte am schnellsten ans Ziel führen. Damit ist auch die Effizienz der entwickelten Parameteridentifikation nachgewiesen.

Die Parameteridentifikation für das VW-Modell wurde sowohl für das PP LGF10 als auch das PP LGF30 angewandt. Die Verifikation soll beispielhaft anhand des PP LGF30 durchgeführt werden. Die Ergebnisse für das PP LGF10 sind qualitativ analog denen des PP LGF30. In der folgenden Tabelle sind die Ergebnisse der VW-Parameteridentifikation dargestellt.

	E ₁₁ [MPa]	E ₂₂ [MPa]	G ₁₂ [MPa]	v ₁₂ [-]	β [-]	b ₁ [MPa]	b ₂ [MPa]	F [-]	N [-]	σ _{S0} [MPa]	σ _{T0} [MPa]	H _R [-]	C [-]	Zielfunktion	Iterationen
Startwerte	5512	2608	1018	0.37	1.19	-7.5	-10.8	1.64	2.38	79.0	37.0	120.1	0.0379	1.1	15
Optimum	5257	2594	851	0.37	1.19	-8.4	-15.1	1.88	2.24	79.9	50.6	273.5	0.0375		

Tabelle 4.7: Ergebnisse der VW-Parameteridentifikation

Für die Verifikation der VW-Parameteridentifikation werden die Startwerte ebenfalls verdoppelt und halbiert. Die Ergebnisse der Parameteridentifikation mit den manuell eingesetzten Startwerten sind nachfolgend dargestellt.

	E ₁₁ [MPa]	E ₂₂ [MPa]	G ₁₂ [MPa]	v ₁₂ [-]	β [-]	b ₁ [MPa]	b ₂ [MPa]	F [-]	N [-]	σ _{S0} [MPa]	σ _{T0} [MPa]	H _R [-]	C [-]	Zielfunktion	Iterationen
Startwerte (Parameterident.)	5512	2608	1018	0.37	1.19	-7.5	-10.8	1.64	2.38	79.0	37.0	120.1	0.0379		
Startwerte (halbiert)	2756	1304	509	0.37	1.19	-3.8	-5.4	0.82	1.19	39.5	18.5	60.0	0.0190		
Startwerte (verdoppelt)	11024	5216	2036	0.37	1.19	-15.0	-21.6	3.28	4.76	158.0	74.0	240.2	0.0758		
Optimum (Parameterident.)	5257	2594	851	0.37	1.19	-8.4	-15.1	1.88	2.24	79.9	50.6	273.5	0.0375	1.1	15
Optimum (halbiert)	5254	2593	851	0.37	1.19	-8.4	-15.1	1.88	2.24	79.9	50.7	271.4	0.0376	1.1	23
Optimum (verdoppelt)	5261	2602	853	0.37	1.19	-8.4	-15.1	1.88	2.23	79.9	50.4	278.0	0.0375	1.1	19

Tabelle 4.8: Verifikation der VW-Parameteridentifikation

Wie schon bei der SIMLab-Parameteridentifikation dürfen auch hier die elastische Querkontraktion v_{12} und die plastische Volumendehnung β nicht berücksichtigt werden, da sie während der Optimierung auf den Startwerten belassen werden, wie in Kapitel 4.2.3.4 erklärt wurde. Die Optima zwischen den Startwerten der Parameteridentifikation und denen der halbierten und verdoppelten unterscheiden sich geringfügig. Dies kann auf die Abbruchkriterien zurückgeführt werden, die bei zu geringen Änderungen entweder der Parameter oder der Zielfunktion die Optimierung abbrechen. Der geringe Unterschied der Parameter wird aber in den später folgenden Komponenten- oder Gesamtfahrzeugsimulationen keine Auswirkung haben. Daher kann auch für die VW-Parameteridentifikation angenommen werden, dass es sich um das globale Optimum handelt.

Die entwickelte Parameteridentifikation benötigt mit den berechneten Startwerten 15 Iterationen. Mit den verdoppelten Startwerten sind fünf Iterationen und mit den halbierten sogar acht Iterationen mehr notwendig, um das Optimum zu erreichen. Das entspricht ca. 53% mehr Aufwand, um das gleiche Ergebnis zu generieren und zeigt so die Effizienz der berechneten Startwerte.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass das mit der SIMLab- und der VW-Parameteridentifikation bestimmte Optimum als das globale Optimum angenommen werden kann. Darüber hinaus sind die innerhalb der Parameteridentifikation bestimmten Startwerte gut gewählt und gewährleisteten so eine hohe Effizienz der Parameteridentifikation.

4.3 Werkstoffsimulation mit Eielementen

Aus der Parameteridentifikation liegen für den Zug, Druck und Schub analytisch hergeleitete Spannungs-Dehnungsbeziehungen für das SIMLab und VW-Modell vor. Um diese herleiten zu können, wurden an einigen Stellen Vereinfachungen vorgenommen.

Beide Werkstoffmodelle liegen als programmierte Unterprogramme („User-Materials“) für PAM-CRASH vor. Diese wurden vom Institut „SIMLab“ und der „VW-Konzernforschung“ implementiert und auch schon an einigen Beispielen getestet. Nichtsdestotrotz ist es sinnvoll mit den User-Materials einfache Belastungszustände zu simulieren, anhand derer die Implementierung verifiziert werden kann.

Um die Auswirkung der für die Parameteridentifikation gemachten Vereinfachungen für die Herleitung der analytischen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bewerten zu können und um auch die Implementierung der User-Materials überprüfen zu können, werden daher einfache Simulationsmodelle sogenannte Eielemente in PAM-CRASH aufgebaut und damit der eindimensionale Zug, Druck und Schub simuliert und diese mit den Ergebnissen der analytischen Spannungs-Dehnungs-Kurven der Parameteridentifikation verglichen.

Für die Eielemente werden Schalenelemente gewählt, da die Bauteile in der Gesamtfahrzeugsimulation auch mit Schalenelementen modelliert werden. Die durchschnittliche Elementgröße in Fußgängerschutzsimulationen ist 5mm. Daher werden die Eielemente auch mit 5mm Kantenlänge aufgebaut. Die drei Eielemente und deren geplante Deformation sind in Abbildung 4.18 dargestellt.

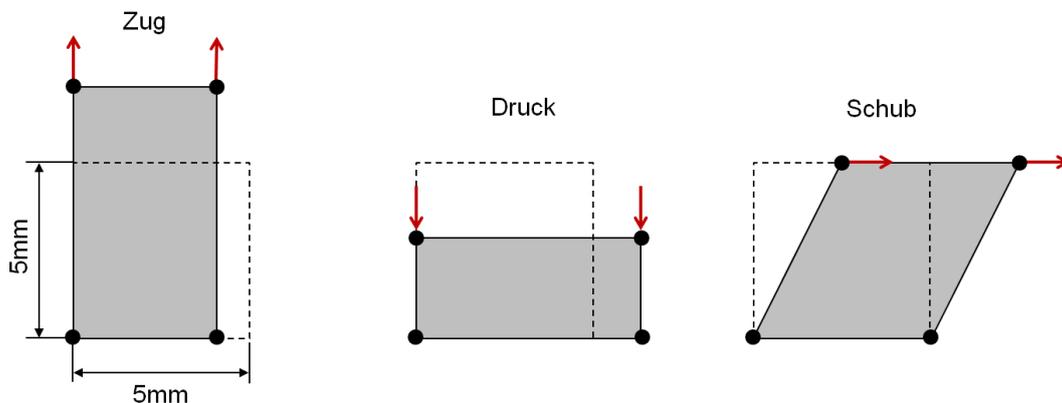


Abbildung 4.18: Eielemente und deren Deformation

Um die in Abbildung 4.18 dargestellte Deformation zu erzielen, müssen die Randbedingungen entsprechend gewählt werden. Jeder Knoten der Schalenelemente hat im Dreidimensionalen sechs Freiheitsgrade, drei Knotenverschiebungen und drei Knotenrotationen. Für die Definition der Randbedingungen werden zunächst nur die zwei Knotenverschiebungen und die Rotation in der Schalenebene betrachtet. In Abbildung 4.19 sind diese Freiheitsgrade an jedem Knoten dargestellt. Mit den schwarzen Pfeilen sind die blockierten Freiheitsgrade und mit den Grünen die freien Freiheitsgrade gekennzeichnet. In rot sind die Freiheitsgrade markiert, auf denen eine Randbedingung definiert wird. Für den Zug und Druck muss die Querkontraktion des Schalenelementes möglich sein, daher wird nur ein Knoten in die Querrichtung festgesetzt.

Die Freiheitsgrade in die dritte Raumrichtung bleiben frei. Lediglich am Knoten links unten wird die Verschiebung blockiert, um das Eielement im Raum zu fixieren und ein Weggleiten zu verhindern.

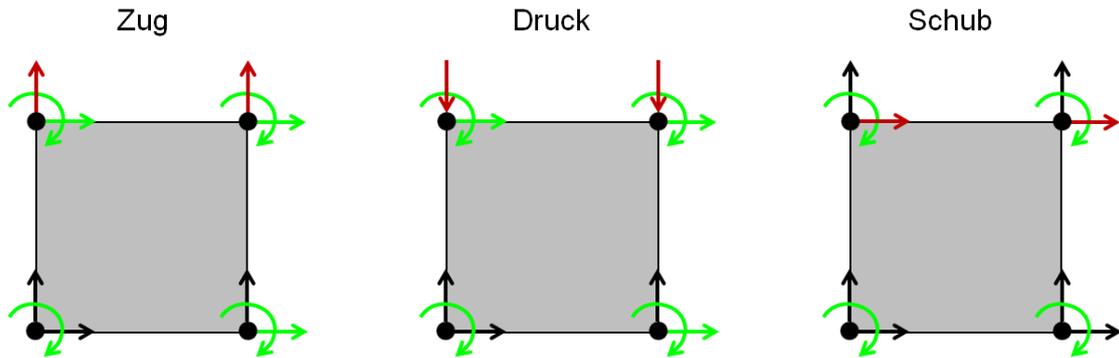


Abbildung 4.19: Eielemente mit den blockierten (schwarz), freien (grün) und mit Randbedingungen beaufschlagten (rot) Freiheitsgraden

Als Randbedingung werden Verschiebungen bzw. Geschwindigkeiten vorgegeben. Das Ziel ist dabei eine konstante Dehnrate in den Eielementen zu erzeugen. Dabei muss berücksichtigt werden, dass das Dehnungsmaß nicht die technische Dehnung ist sondern die wahre Dehnung und deswegen auch eine wahre Dehnrate vorgegeben werden muss. Der Zusammenhang der beiden Dehnungsmaße ist in Gleichung (2.12) für den eindimensionalen Fall beschrieben. Für den Zug und den Druck berechnet sich die vorzugebende Geschwindigkeit nach folgender Gleichung.

$$v(t) = l_0 \dot{\epsilon}_w e^{\dot{\epsilon}_w t} \quad (4.70)$$

Als Beispiel ergibt sich für eine Elementkantenlänge l_0 von 5mm und einer Zieldehnrate $\dot{\epsilon}_w$ von $0.001 \frac{1}{s}$, die simuliert werden soll, eine Geschwindigkeitsfunktion von:

$$v(t) = 5mm \cdot 0.001 \frac{1}{s} \cdot e^{0.001 \frac{1}{s} t} = 0.005 \frac{mm}{s} e^{0.001 \frac{1}{s} t} \quad (4.71)$$

Die Randbedingung für die Schubbelastung wird als Verschiebung vorgegeben. Sie berechnet sich nach folgender Gleichung:

$$v(t) = 2l_0 \dot{\epsilon}_w \quad (4.72)$$

Mit diesen Randbedingungen ergeben sich die in Abbildung 4.20 dargestellten Ergebnisse für das unverstärkte PP.

4. Simulationen zur Werkstoffcharakterisierung

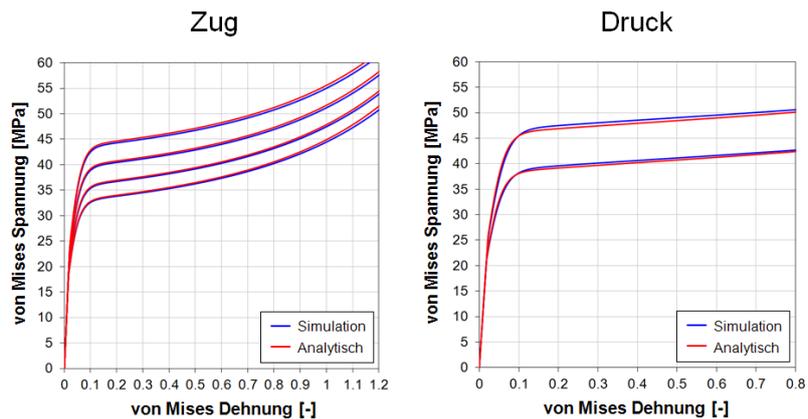


Abbildung 4.20: Vergleich zwischen den analytischen und simulierten Ergebnissen für PP

In Abbildung 4.20 sind die blauen Kurven die mit den Enelementen simulierten und die roten Kurven die in Kapitel 4.2.2.3 hergeleiteten analytischen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der Parameteridentifikation. Trotz der gemachten Vereinfachungen für die Berechnung der analytischen Spannungs-Dehnungsdiagramme sind die Kurven bis auf kleine Unterschiede nahezu deckungsgleich.

Der Vergleich zwischen den analytischen Kurven und den mit PAM-CRASH simulierten Enelementen für die Werkstoffe PP LGF10 und PP LGF30 sind in den Abbildung 4.21 und Abbildung 4.22 dargestellt.

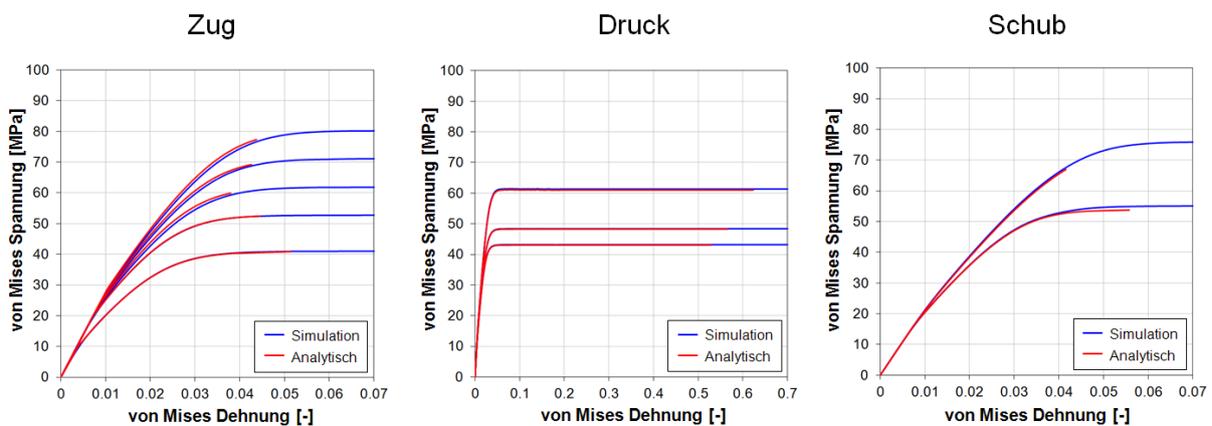


Abbildung 4.21: Vergleich zw. den analytischen und simulierten Ergebnissen für PP LGF10

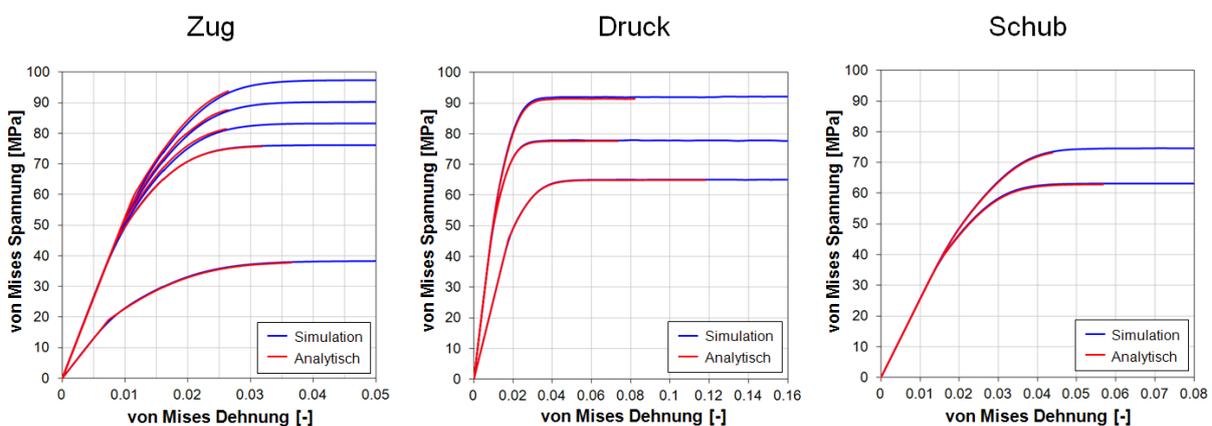


Abbildung 4.22: Vergleich zw. den analytischen und simulierten Ergebnissen für PP LGF30

Sowohl für das PP LGF10 als auch für das PP LGF30 sind die analytischen Werkstoffkurven und die Ergebnisse der mit PAM-CRASH simulierten Enelemente nahezu deckungsgleich.

Damit ist für das SIMLab- als auch das VW-Modell bewiesen, dass zum einen die gemachten Vereinfachungen für die Herleitung der analytischen Werkstoffantworten in der Parameteridentifikation zulässig, da vernachlässigbar, sind und zum anderen, dass die Implementierung der Werkstoffmodelle in PAM-CRASH als User Materials richtig ist.

4.4 Bruchkriterium für Crashbeanspruchung von Kunststoffen

Für den Fußgängerschutz ist neben dem Crash- auch das Bruchverhalten von unverstärkten und faserverstärkten Kunststoffen von großem Interesse. Daher sollen für die beiden neuen Werkstoffmodelle, das SIMLab- und das VW-Modell, aus den Ergebnissen der Werkstoffversuche ein Bruchkriterium entwickelt werden, das auf die Anforderungen des Fußgängerschutzes zugeschnitten ist.

Die Auslegungsstrategie im Fußgängerschutz in Bezug auf Kunststoffbauteile ist grundsätzlich eine Bruchvermeidung. Daher ist es aus Sicht des Fußgängerschutzes wichtig zu wissen, wie weit bei der Belastung eines Bauteiles der Bruch noch entfernt ist bzw. wie groß die Sicherheit gegen Bruch für ein Bauteil ist. Die Simulation des Bruchs und des Bruchfortschritts ist wegen der Strategie der Bruchvermeidung von untergeordnetem Interesse.

Eine zweite Anforderung aus dem Fußgängerschutz ist, dass das Bruchkriterium möglichst praktikabel in der Anwendung sein soll. Da im Fußgängerschutz sehr viele Simulationen durchgeführt werden, muss das Bruchkriterium schnell und effizient auswertbar sein. Auch soll das Bruchkriterium nachvollziehbar und verständlich für Entwicklungsingenieure sein, die nicht in letzter Tiefe mit der Kontinuumsmechanik vertraut sind.

Mit diesen Voraussetzungen wird ein Bruchmodell, das im Folgenden als Fußgängerschutz-Bruchkriterium (FGS-Bruchkriterium) bezeichnet wird, entwickelt.

Wie bereits im Stand der Technik und Wissenschaft erwähnt wurde, wird ein Bruchkriterium üblicherweise entweder auf Basis von Spannungen, Dehnungen oder deren Kombination also einer Energie definiert. Im Hinblick auf die Nachvollziehbarkeit der Ergebnisse wird für das FGS-Bruchkriterium ein dehnungsbasiertes Bruchkriterium ausgewählt. Um die Sicherheit gegen Bruch abzubilden wird folgendes Bruchkriterium definiert:

$$FGS - Bruchkriterium = \frac{\bar{\epsilon}_{Simulation}}{\bar{\epsilon}_{Versuch}} \cdot 100\% \quad (4.73)$$

Darin ist $\bar{\epsilon}_{Simulation}$ die aktuelle Vergleichsdehnung im Simulationsmodell und $\bar{\epsilon}_{Versuch}$ eine charakteristische Vergleichsdehnung, die aus den Werkstoffversuchen bestimmt wird. Als Vergleichsdehnung wird die von Mises Vergleichsdehnung gewählt. Da die Simulationsmodelle im Fußgängerschutz mit Schalenelementen modelliert sind, wird als $\bar{\epsilon}_{Simulation}$, die maximale von Mises Vergleichsdehnung definiert, die über der Schalenhöhe erreicht wird.

Zu Beginn der Simulation sind keine Dehnungen im Bauteil vorhanden, somit ist auch das FGS-Bruchkriterium zunächst Null. Mit der Deformation der Bauteile nimmt auch der Wert des Bruchkriteriums zu. Erreicht das Bruchkriterium den Wert von 100% so ist die maximale Dehnung, die vom Werkstoffe ertragen werden kann, erreicht und es würde ein Bruch eintreten.

Um das FGS-Bruchkriterium effizient graphisch auswerten zu können, werden dafür folgende Kategorien definiert.

Kategorie	FGS-BK [%]	Ampelfarbe
Kein Bruch zu erwarten	0 - 80	
Bruch möglich	80 - 100	
Bruch	>100	

Tabelle 4.9: Kategorien für das FGS-Bruchkriterium

Der Übergangsbereich „Bruch möglich“ wird zunächst mit einer Breite von 20% angenommen. Dies ist ein üblicher Wert für die Sicherheit, die bei Audi für relevante Funktionen im Entwicklungsprozess verwendet wird. Anhand der Ergebnisse der Komponentenversuche wird dieser Wert validiert und muss unter Umständen noch angepasst werden.

Im nächsten Schritt werden für die drei Werkstoffe PP, PP LGF10 und PP LGF30 aus den Ergebnissen der Werkstoffcharakterisierung der Werkstoffparameter $\bar{\epsilon}_{Versuch}$ bestimmt. Dazu ist in Abbildung 4.23 eine Zusammenfassung der Bruchdehnungen aller Versuche der Werkstoffcharakterisierung jeweils für die drei Werkstoffe dargestellt.

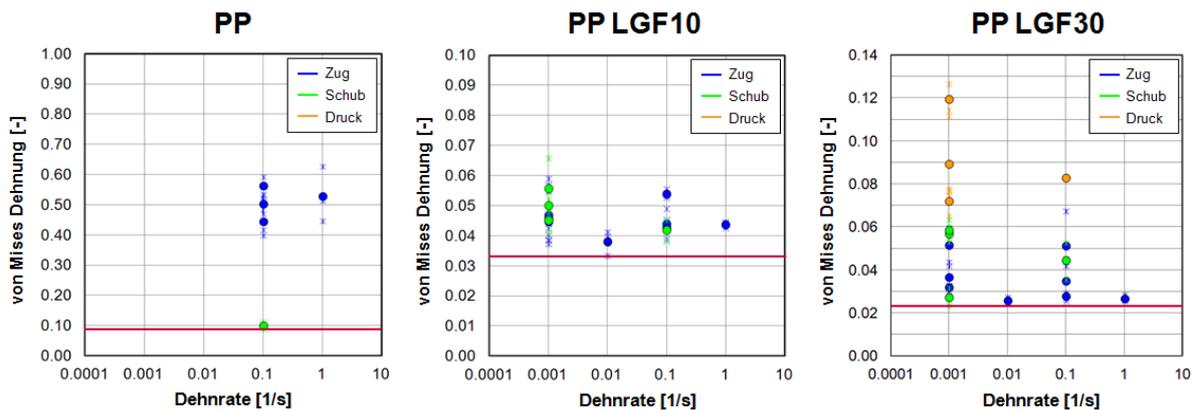


Abbildung 4.23: Bruchdehnungen aus der Werkstoffcharakterisierung

Aus den Ergebnissen der Werkstoffcharakterisierung wird für die kritische Bruchdehnung $\bar{\epsilon}_{Versuch}$ der Wert mit der geringsten Vergleichsdehnung gewählt. Diese sind in Abbildung 4.23 mit einer roten Linie dargestellt und in der folgenden Tabelle aufgelistet.

FGS-BK	PP	PP LGF10	PP LGF30
$\bar{\epsilon}_{Versuch}$	0.091	0.033	0.023

Tabelle 4.10: Werte für die kritische Vergleichsbruchdehnung

Damit ist das FGS-Bruchkriterium definiert und parametrisiert und kann in den folgenden Komponenten- und Gesamtfahrzeugversuchen validiert werden.

4.5 Zusammenfassung der Simulationsergebnisse

Mit der Umsetzbarkeit und dem Aufwand für die Parameteridentifikation steht und fällt die Wertigkeit eines neuen Werkstoffmodells. Für die beiden ausgewählten Werkstoffmodelle, das SIMLab-Modell für unverstärkte Kunststoffe und das VW-Modell für faserverstärkte Kunststoffe gab es noch keine Möglichkeit der automatisierten Parameteridentifikation.

In diesem Kapitel wurde sowohl für das SIMLab- als auch das VW-Modell eine analytische Parameteridentifikation entwickelt. Das Ziel der Parameteridentifikation ist es, einen Satz an Werkstoffparametern zu finden, der die Ergebnisse der Werkstoffcharakterisierung optimal abbilden kann. Für die Parameteridentifikation wird eine Zielfunktion definiert. Es wird eine Methode entwickelt wie aus den Versuchsergebnissen ein möglichst guter Satz an Startwerten für die Werkstoffparameter gefunden wird und es wurden die notwendigen analytischen Werkstoffantworten hergeleitet. Für beide Werkstoffmodelle wird abschließend eine individuelle Optimierungsstrategie entwickelt, bei der das Wissen über den Aufbau des Werkstoffmodells genutzt wird, um die Parameteridentifikation möglichst effizient zu gestalten.

Die entwickelte Parameteridentifikation wird auf die drei Werkstoffe PP, PP LGF10 und PP LGF30 angewendet. Die Parameteridentifikation konvergiert sehr schnell zu einem Ergebnis. Die generierten Werkstoffparameter werden mithilfe der analytischen Werkstoffantworten visualisiert und mit den Versuchskurven verglichen. So wird überprüft ob das gefundene Optimum ein physikalisch sinnvolles ist. Der Vergleich zwischen den Spannungs-Dehnungsdiagrammen der optimierten Werkstoffparameter und der Werkstoffversuche zeigt die hohe Güte der Parameteridentifikation. Es konnten die optimalen Werkstoffparameter im Rahmen der Möglichkeiten, die die Werkstoffmodelle bieten, gefunden werden.

Aus den Ergebnissen der Parameteridentifikation bzw. der visualisierten analytischen Werkstoffantworten werden zwei Ergebnisse der Werkstoffcharakterisierung ersichtlich, die mit den neuen Werkstoffmodellen nicht abgebildet werden können. Dies ist zum einen die vor allem unter Druckbelastung auftretende Entfestigung über der Dehnung. Zum anderen tritt nur speziell bei PP LGF30 eine unterschiedliche Steifigkeit bei Zug- und Druckbelastung auf, die mit dem VW-Modell nicht abgebildet werden kann. Bei einer Weiterentwicklung der Werkstoffmodelle sollten diese Effekte mit berücksichtigt werden.

Die Ergebnisse der Parameteridentifikation werden durch eine manuelle Wahl der Startwerte, die sich weit von den berechneten befinden verifiziert. Damit wurde gezeigt, dass es sich bei dem bestimmten Optimum um das globale Optimum handelt. Außerdem konnte damit die Effizienz der entwickelten Parameteridentifikation nachgewiesen werden.

Die Werkstoffsimulation mit den Enelementen hat gezeigt, dass die für die Herleitung der analytischen Werkstoffantworten gemachten Vereinfachungen für die Parameteridentifikation wie erwartet keinen nennenswerten Einfluss haben und dass die neuen Werkstoffmodelle korrekt als PAM-CRASH „User Materials“ implementiert wurden.

Unter Berücksichtigung der spezifischen Randbedingungen des Fußgängerschutzes wurde das FGS-Bruchkriterium für die neuen Werkstoffmodelle entwickelt. Die Definition des FGS-Bruchkriteriums ist an den Ergebnissen der Werkstoffcharakterisierung orientiert und der notwendige Bruchparameter ist daraus jeweils für die drei Werkstoffe identifiziert worden. Das FGS-Bruchkriterium wird anhand der folgenden Komponenten- und Gesamtfahrzeugversuche validiert werden.

5 Validierung der Werkstoffmodelle anhand eines Fußgängerschutz-Funktionsbauteils

In den vorhergehenden Kapiteln wurden die unverstärkten und faserverstärkten thermoplastischen Kunststoffe auf Werkstoffebene im Detail untersucht. In diesem Kapitel werden die daraus gewonnenen Erkenntnisse auf der nächsten Komplexitätsebene, der Komponente validiert. Das mechanische Verhalten einer Komponente wird bestimmt durch deren Werkstoff und deren Geometrie.

Der Vorteil eines Komponentenversuches im Vergleich zu einem Gesamtfahrzeugversuch ist die geringere Anzahl an Einflussfaktoren, wie z.B. die Verbindungstechnik (Schrauben, Clipse etc.) oder andere Bauteile, die das Ergebnis beeinflussen können.

Das Ziel dieses Kapitels ist, die neuen Werkstoffmodelle auf Komponentenebene zu validieren und die daraus resultierenden Ergebnisse zu bewerten. Dazu wird ein Fußgängerschutz-Funktionsbauteil ausgewählt. Dieses wird in den Werkstoffen PP und PP LGF30 hergestellt und mit einem Komponentenversuch getestet, der sich an den Belastungen des Bauteils im Fußgängerschutzversuch orientiert. Abschließend werden Simulation und Versuch verglichen und so die neuen Werkstoffmodelle und das FGS-Bruchkriterium validiert.

In den vorhergehenden Kapiteln wurde auch der Werkstoff PP LGF10 untersucht. Das Ziel dieses Werkstoffes war es, auf Werkstoffebene den Übergang von Unverstärktem hin zum faserverstärktem Kunststoff zu untersuchen. Da in diesem Kapitel die beiden neuen Werkstoffmodelle, das SIMLab- und das VW-Modell, validiert werden sollen, ist es ausreichend, nur einen faserverstärkten Kunststoff zu untersuchen. Die Wahl fällt auf das PP LGF30, da dies der Serienwerkstoff des Lower Stiffeners im Audi A6 ist.

5.1 Bauteilauswahl und Analyse der Randbedingungen

Für die Komponentenversuche soll ein für den Fußgängerschutz relevantes Funktionsbauteil aus Kunststoff ausgewählt werden. Bei der Auswahl der zu untersuchenden Werkstoffe in Kapitel 3.1 wurde bereits das Bauteil „Lower Stiffener“ als Referenzbauteil gewählt. In Kapitel 3.1 wurde vorweggenommen, dass der Lower Stiffener ein für den Fußgängerschutz sehr relevantes Kunststoffbauteil ist. Diese Annahme soll mit der folgenden Untersuchung bewiesen werden.

Der Fußgängerschutz Referenzlastfall ist der Beinanprall, wie er in Abbildung 5.1 anhand eines Simulationsmodells dargestellt ist. Der Beinimpaktor wird dabei mit 40 km/h auf die Fahrzeugfront geschossen. Die Einbaulage des Lower Stiffeners (grün) ist auf der rechten Seite in Abbildung 5.1 dargestellt. Der Lower Stiffener ist ein flächenhaftes Bauteil, das mit Rippen versteift wird. Im Beinanprall wirkt der Lower Stiffener als eine Lastebene, die den Beinimpaktor möglichst optimal abbremst.

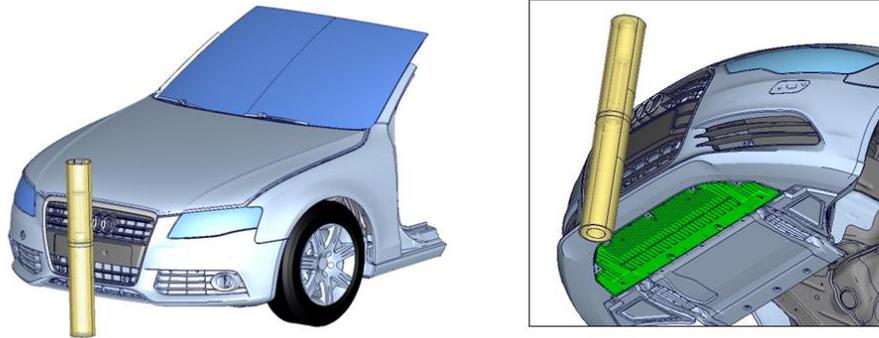


Abbildung 5.1: Beinanprall am Beispiel des Audi A6 Simulationsmodells

Um zu untersuchen, welche Bauteile beim Beinanprall relevant sind, wird mit dem in Abbildung 5.1 dargestellten Simulationsmodell eine Energieanalyse durchgeführt. Ausgewertet wird dabei, wie viel innere Energie die einzelnen Bauteile durch ihre Deformation aufnehmen. Umso mehr Energie die Bauteile aufnehmen, umso höher ist deren Relevanz für den Beinanprall. In Abbildung 5.2 ist das Ergebnis der Energieanalyse dargestellt. Die einzelnen Farben im Diagramm in Abbildung 5.2 zeigen die aufgenommene Energie der Bauteile. Die Farben der Bauteile im unteren Teil in Abbildung 5.2 stimmen mit den Farben im Diagramm überein und dienen so als Legende.

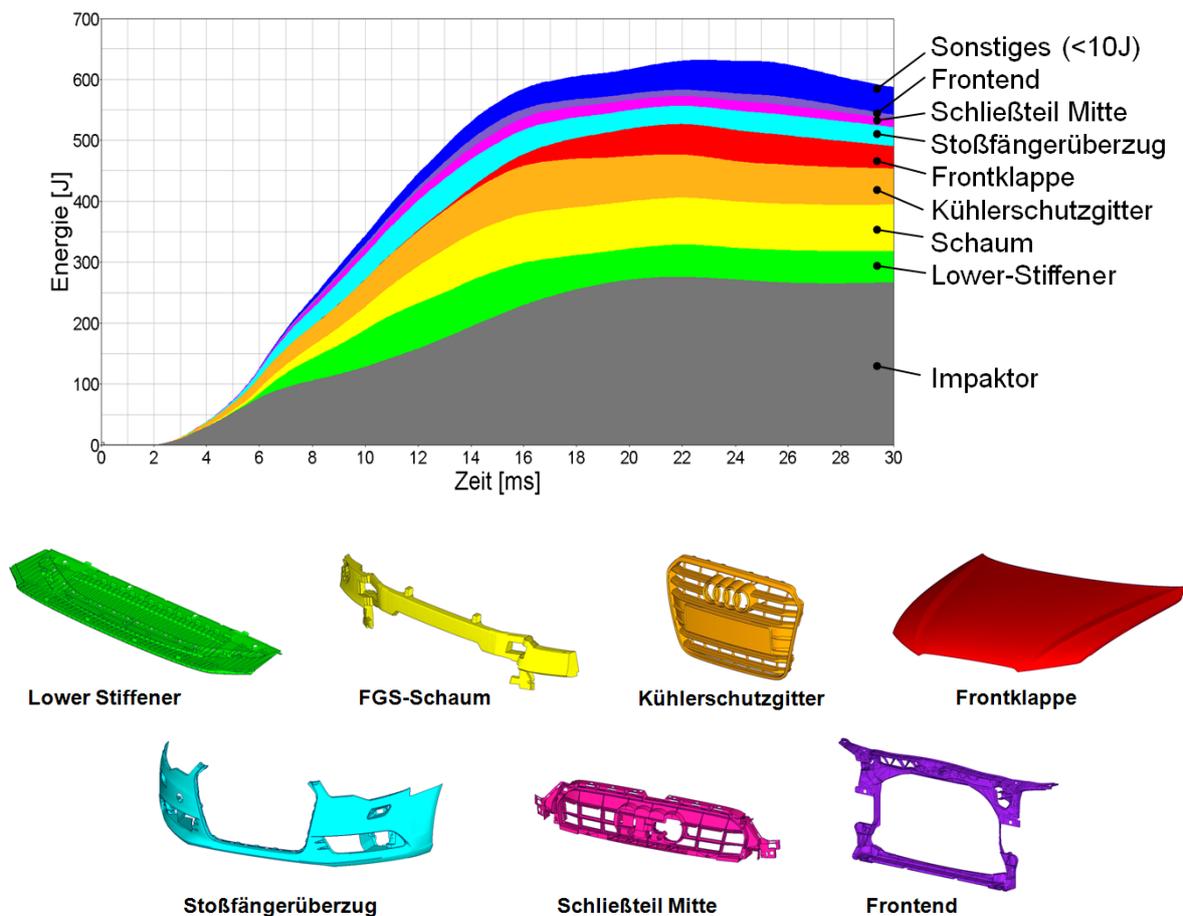


Abbildung 5.2: Auswertung der inneren Energie der Bauteile beim Beinanprall

Da die innere Gesamtenergie aus reversiblen elastischen und irreversiblen plastischen Anteilen besteht, erreicht sie ein Maximum und wird danach wieder geringer, da die elastischen Anteile wieder frei werden. Die meiste Energie nimmt der Impaktor bzw. dessen Schaum- und Neoprenhülle auf. Daran anschließend folgen der Lower Stiffener, der Fußgängerschutzschaum und das Kühlerschutzgitter. Das Diagramm in Abbildung 5.2 zeigt die hohe Energieaufnahme des Lower Stiffeners und bestätigt so die eingangs gemachte Annahme, dass der Lower Stiffener eine hohe Relevanz für den Beinanprall hat.

Die Randbedingungen für den Komponentenversuch sollen so gewählt werden, dass die Bauteilbelastungen des Lower Stiffeners denen des Gesamtfahrzeugs möglichst gut entsprechen. Der Lower Stiffener wird beim Beinanprall auf Biegung belastet. Die Biegerichtung ist durch die geneigte Einbaulage des Lower Stiffeners im Fahrzeug vorgegeben. In Abbildung 5.3 ist das Bauteil im unbelasteten und maximal belasteten Zustand dargestellt.

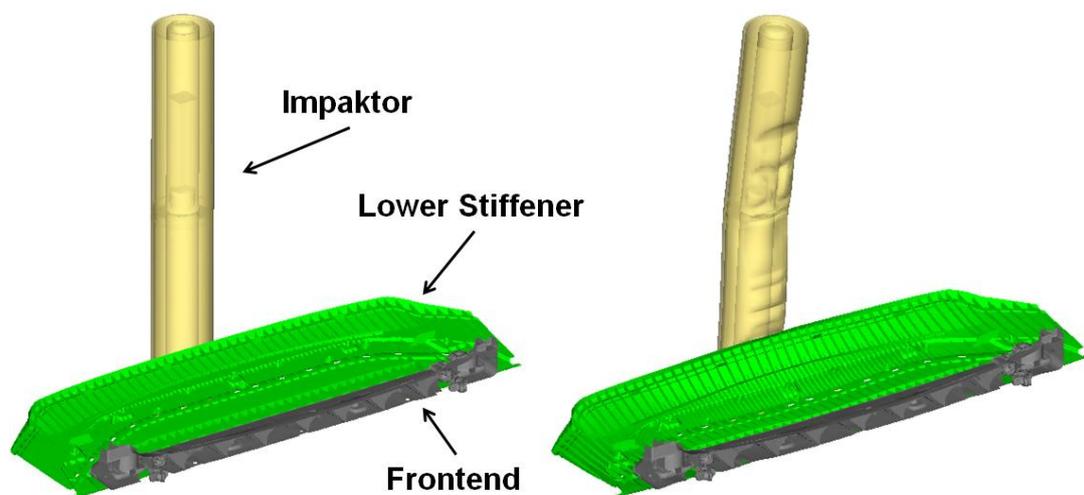


Abbildung 5.3: Lower Stiffener undeformiert und maximal deformiert

An der Hinterseite ist der Lower Stiffener im Fahrzeug an vier Anschraubpunkten mit dem Frontend verbunden. An diesen vier Anschraubpunkten wird der Lower Stiffener für den Komponentenversuch analog der Einbausituation im Fahrzeug gelagert. Die Belastung durch den Beinimpaktor muss mit einem entsprechenden Ersatzkörper abgebildet werden.

Das Ziel der Komponentenversuche ist, die neuen Werkstoffmodelle und das FGS-Bruchkriterium zu validieren. Daher sollen die Geschwindigkeit und die Masse des Impaktors so gewählt werden, dass bei einem Versuch der Lower Stiffener analog der Belastung im Gesamtfahrzeug gebogen wird. Um das FGS-Bruchkriterium zu validieren, wird eine zweite Versuchsreihe definiert, bei der die Geschwindigkeit des Impaktors so weit vergrößert wird, dass der Lower Stiffener bricht. Die Randbedingungen werden über Vorversuche mit verschiedenen Geschwindigkeiten festgelegt.

Der Fußgängerschutzbeinanprall wird wie in Kapitel 1.1 erklärt an verschiedenen Positionen über der Fahrzeugbreite durchgeführt. Diese Randbedingung soll auch bei den Komponentenversuchen Rechnung getragen werden. Daher sollen die Komponentenversuche an zwei Schusspositionen über der Fahrzeugbreite durchgeführt werden.

5.2 Definition der Komponentenversuche

Aus den Vorüberlegungen des vorhergehenden Kapitels wird der Komponentenversuch mit dem Bauteil Lower Stiffener aufgebaut. Der Versuchsaufbau für den Komponentenversuch wurde in der vom Autor betreuten Masterarbeit von Kathrin Schmitt [70] umgesetzt. Im Folgenden wird zunächst der entwickelte Versuchsaufbau kurz vorgestellt. Daran anschließend wird die Versuchsplanung definiert. Die Ergebnisse werden plausibilisiert und abschließend dargestellt und diskutiert.

5.2.1 Entwicklung des Versuchsaufbaus

Mit den in Kapitel 5.1 definierten Anforderungen wurde der in Abbildung 5.4 dargestellte Versuchsaufbau entwickelt.



Abbildung 5.4: Versuchsaufbau für die Komponentenversuche

Der Lower Stiffener wird kopfüber an den vier Anschraubpunkten mit einer Einspannvorrichtung verschraubt. Die Anschraubpunkte am Lower Stiffener bestehen aus Langlöchern. Um ein Verrutschen des Lower Stiffeners in den Langlöchern zu verhindern, werden passende Adapter eingesetzt. Belastet wird der Lower Stiffener mit einem dem Beinimpaktor nachempfundenen linear geführten Impaktor. Dieser besteht aus einer Führungsstange, einem Adapter, einer Kraftmessdose und einem Rohr. Um eine zu hohe lokale Belastung des Lower Stiffeners zu verhindern, wird das Rohr des Impaktors analog dem Aufbau des Beinimpaktors mit einem Schaum und einer Neoprenschiicht umwickelt. Die Aufschlagzeit des Impaktors auf den Lower Stiffener wird mit einer Kupfer-Triggerfolie detektiert. Der Impaktor wird durch eine vorgespannte Feder beschleunigt. Durch die Vorspannung der Feder wird die Geschwindigkeit des Impaktors eingestellt. Nach der Beschleunigungsphase bewegt sich der Impaktor in einer kurzen Freiflugphase bis er auf den Lower Stiffener trifft.

Mit einer Lichtschranke wird die für die Simulation wichtige Auftreffgeschwindigkeit bestimmt. Zusätzlich ist am Impaktor ein Beschleunigungssensor verbaut, der zur Plausibilisierung der Auftreffgeschwindigkeit und der Kraftmessdose verwendet wird. In der folgenden Abbildung ist ein Prinzipmodell des Versuchsaufbaus dargestellt.

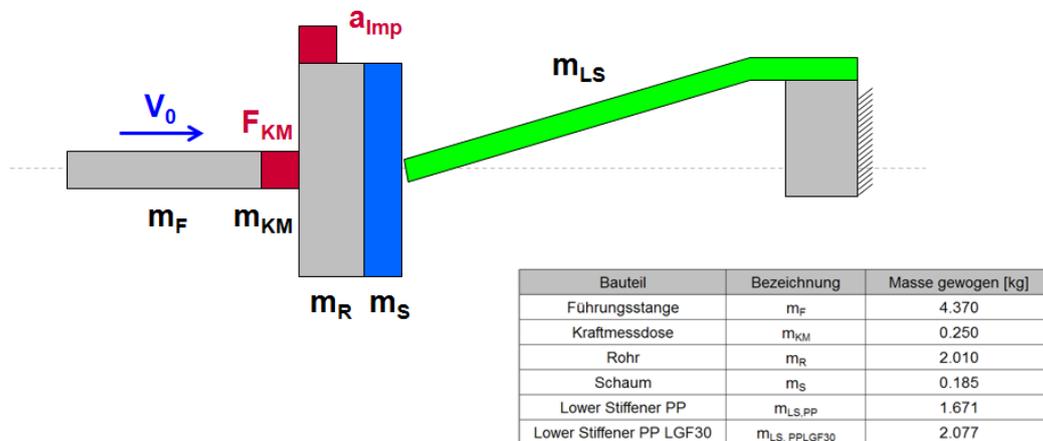


Abbildung 5.5: Prinzipmodell des Komponentenversuchs

In Abbildung 5.5 sind rechts die Massen der einzelnen Bauteile notiert. Um die Lage des Bruchs am Lower Stiffener feststellen zu können, werden die Komponentenversuche mit High Speed Kameras gefilmt. Die Aufnahmefrequenz der Kameras beträgt 1000Hz.

5.2.2 Planung des Versuchsumfangs

Für die Versuche werden Lower Stiffener aus den Werkstoffen PP und PP LGF30 verwendet. Der Impaktor wird an zwei Positionen auf den Lower Stiffener geschossen, in der Mitte (Y0) und direkt auf eine der inneren Verschraubpunkte (Y160). Der Verschraubpunkt wird gewählt, da er als Schwachstelle des Lower Stiffener in der Fußgängerschutz-Auslegung gilt und daher mit abgeprüft werden sollte.

Um das Werkstoff- und Bruchmodell zu validieren, wird bei der ersten Versuchsreihe die Anfangsgeschwindigkeit des Impaktors so gewählt, dass der Lower Stiffener analog dem Gesamtfahrzeugversuch gebogen wird ohne zu brechen. Bei der zweiten Versuchsreihe wird die Geschwindigkeit so erhöht, dass der Lower Stiffener bricht. Durch Vorversuche werden die Geschwindigkeiten für die beiden Werkstoffe ermittelt. Die entsprechenden Geschwindigkeiten sind für PP 15 und 20 km/h, für das PP LGF30 sind es 20 und 25 km/h.

Es werden von jeder Versuchsart drei Wiederholversuche durchgeführt, um die Streuung der Versuche zu untersuchen. Es ergibt sich damit folgende Versuchsmatrix.

Werkstoff	Position	Geschwindigkeit [km/h]	
PP	Y0	15	20
	Y160	15	20
PP LGF30	Y0	20	25
	Y160	20	25

Tabelle 5.1: Versuchsmatrix

5.2.3 Plausibilisierung der Messergebnisse

Gerade bei nicht normierten Versuchen ist eine kritische Plausibilisierung der Ergebnisse wichtig. Die primäre Messtechnik, mit der Versuch und Simulation verglichen werden soll, ist die hinter dem Impaktor verbaute Kraftmessdose. Zusätzlich ist am Impaktor noch ein Beschleunigungssensor verbaut. Mit diesem kann die Messung der Kraftmessdose verifiziert werden. Aus dem Beschleunigungssignal a_{Imp} kann die Kraft F_{KM}^* an der Stelle der Kraftmessdose berechnet werden. Die Kraftmessung in der Kraftmessdose ist mit einem Dehnmessstreifen realisiert. Da sich der Dehnmessstreifen in der Mitte der Kraftmessdose befindet, muss dies bei der Berechnung berücksichtigt werden. Die äquivalente Kraft der Kraftmessdose berechnet sich somit nach:

$$F_{KM}^* = \left(m_F + \frac{m_{KM}}{2} \right) a_{Imp} \quad (5.1)$$

Die Massen können der Tabelle in Abbildung 5.5 entnommen werden.

Das gemessene Signal der Kraftmessdose und das äquivalente Kraftsignal aus dem Beschleunigungssensor sind für einen Versuch mit dem Werkstoff PP bei der Schussposition Y0 und der Auftreffgeschwindigkeit von 15 km/h in Abbildung 5.6 dargestellt.

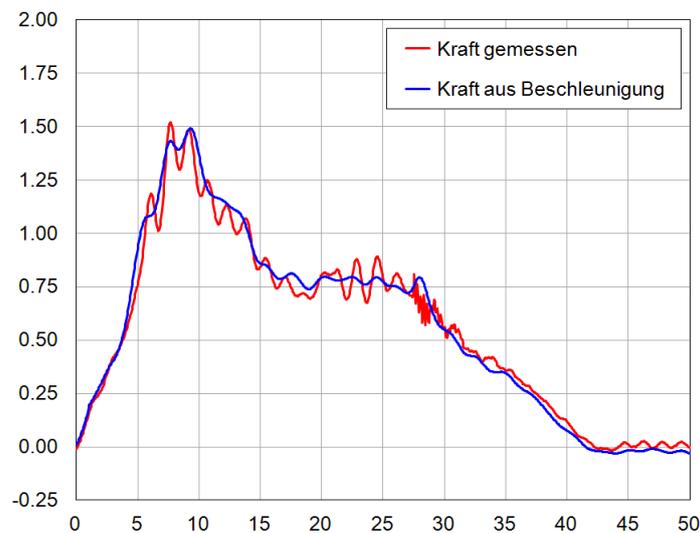


Abbildung 5.6: Vergleich des Kraftsignals aus der Kraftmessdose und dem berechneten des Beschleunigungssensor

Die beiden Kraftsignale stimmen sehr gut überein. Sie unterscheiden sich lediglich durch Schwingungen, die durch den Aufbau der Messmittel unterschiedlich sind. Mit dieser Untersuchung ist die primäre Messtechnik, die Kraftmessdose hinter dem Impaktor, ausreichend verifiziert.

5.2.4 Darstellung und Diskussion der Versuchsergebnisse

Die Auswertegröße der Versuche, anhand derer die Simulation validiert wird, ist die Messung der Kraftmessdose hinter dem Impaktor. Tritt bei den Komponentenversuchen ein Bruch des Lower Stiffeners auf, so wird zusätzlich aus den High-Speed-Filmen der Bruchbeginn und Bruchverlauf dokumentiert.

Die Ergebnisse der Komponentenversuche mit dem Werkstoff PP bei 15km/h für die Schusslage Y0 und Y160 sind in Abbildung 5.7 für die drei Wiederholversuche dargestellt.

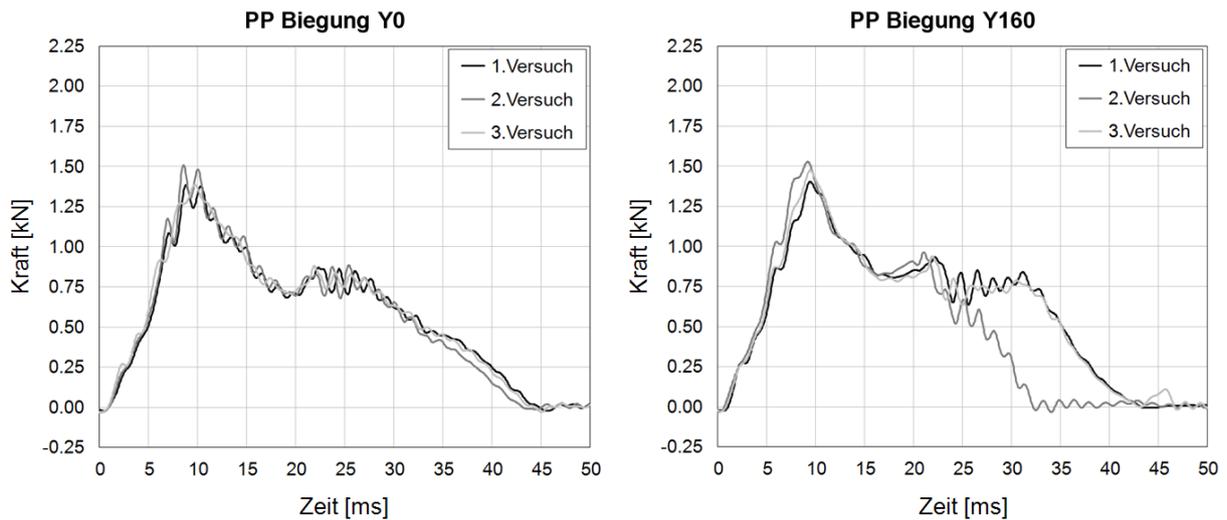


Abbildung 5.7: Kraftmessung für PP bei 15 km/h an den Positionen Y0 und Y160

Die Versuchsergebnisse sind an beiden Schusspositionen sehr reproduzierbar. Lediglich beim zweiten Versuch bei Y160 ist ein Unterschied zu den beiden vorhergehenden auszumachen. Der Grund liegt darin, dass bei diesem Versuch der Lower Stiffener im Gegensatz zu den anderen beiden gebrochen ist. Bei allen anderen Versuchen ist kein Bruch aufgetreten. In der Abbildung 5.8 ist die Lage des Bruchs markiert.

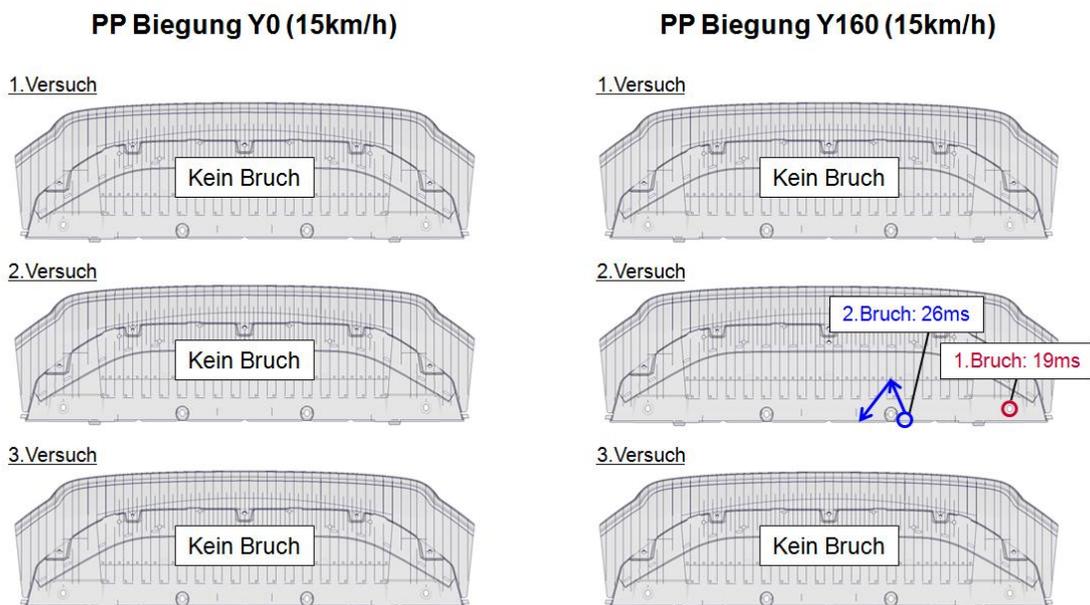


Abbildung 5.8: Lage des Bruchs für PP bei 15 km/h an den Positionen Y0 und Y160

Für die zweite Versuchsreihe wird die Auftreffgeschwindigkeit von 15 auf 20 km/h erhöht, um einen Bruch des Lower Stiffeners zu provozieren. Damit kann im Folgenden das FGS-Bruchkriterium in den Simulationsergebnissen validiert werden. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe sind in Abbildung 5.9 dargestellt.

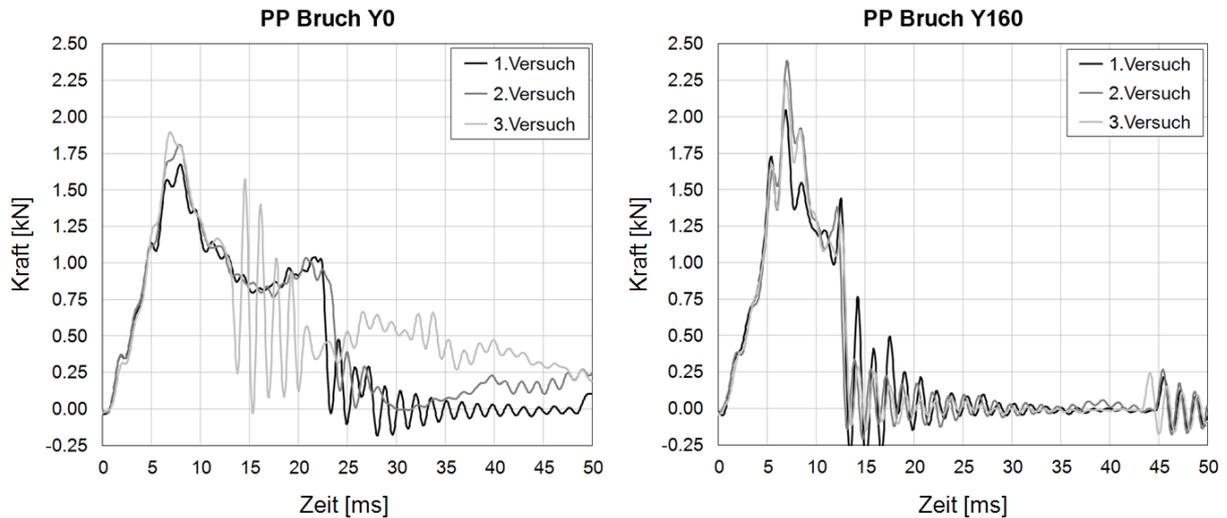


Abbildung 5.9: Kraftmessung für PP bei 20 km/h an den Positionen Y0 und Y160

Auch in dieser Versuchsreihe sind die Kraftverläufe sehr reproduzierbar. Bei der Schussposition Y160 findet auch der Bauteilbruch immer zum gleichen Zeitpunkt statt. Der dritte Versuch an der Position Y0 bricht augenscheinlich schon früher. Die Lage des Bruchs auf dem Lower Stiffener ist in Abbildung 5.10 dargestellt.

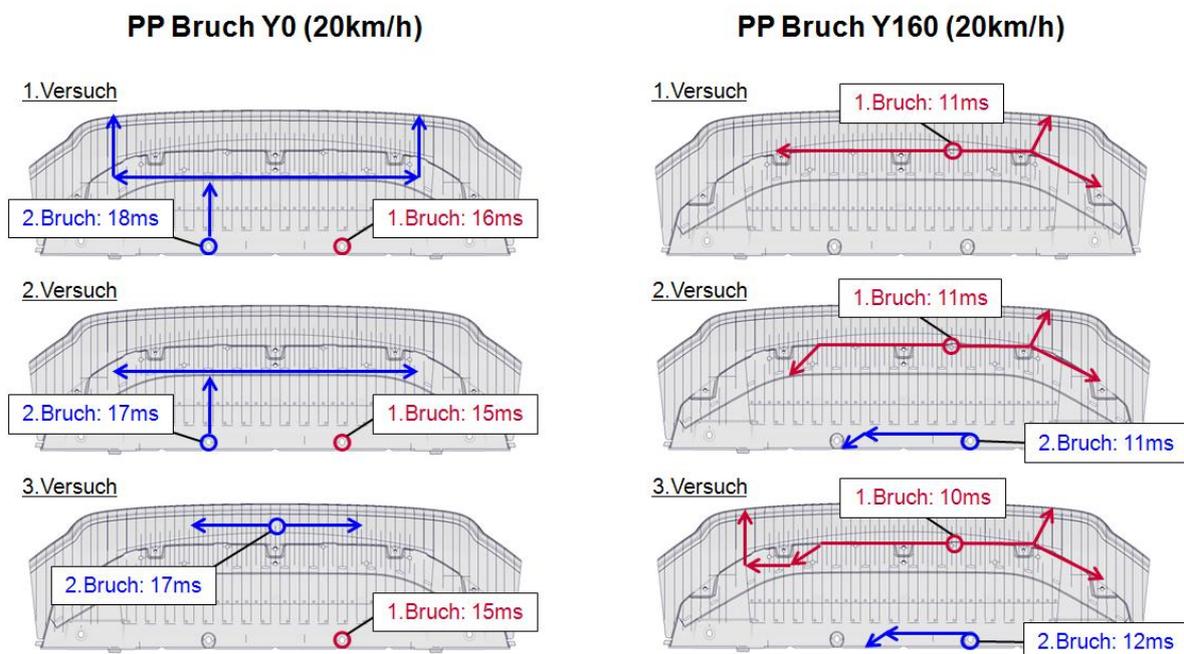


Abbildung 5.10: Lage des Bruchs für PP bei 20 km/h an den Positionen Y0 und Y160

Bei der Schussposition Y0 beginnt der Bruch an den Verschraubungen des Lower Stiffeners und breitet sich von dort aus fort. Das Bruchbild des ersten und zweiten Versuches ist nahezu identisch. Der dritte Versuch bricht auch an einer Verschraubung, zusätzlich jedoch

auch vorne in der Mitte des Lower Stiffeners. Das unterschiedliche Bruchbild erklärt auch den unterschiedlichen Verlauf der Kurven in Abbildung 5.9. Bei der Schussposition Y160 beginnt der erste Bruch an einem Anschraubdom, der beim Einbau des Lower Stiffeners in das Fahrzeug genutzt wird, um daran den Stoßfängerüberzug zu befestigen. Von dort aus breitet sich der Bruch entlang einer Bauteilkante seitlich aus. Ein zweiter Bruch tritt an der rechten Verschraubung auf. Dieser ist aber nur bei zwei der drei Versuche zu beobachten.

Für die Komponentenversuche mit dem Werkstoff PP LGF30 werden die Auftreffgeschwindigkeiten im Vergleich zu den Versuchen mit dem unverstärkten PP um je 5 km/h erhöht. In der Abbildung 5.11 sind die Ergebnisse der Versuche mit 20km/h bei Y0 und Y160 dargestellt, bei denen der Lower Stiffener nicht bricht.

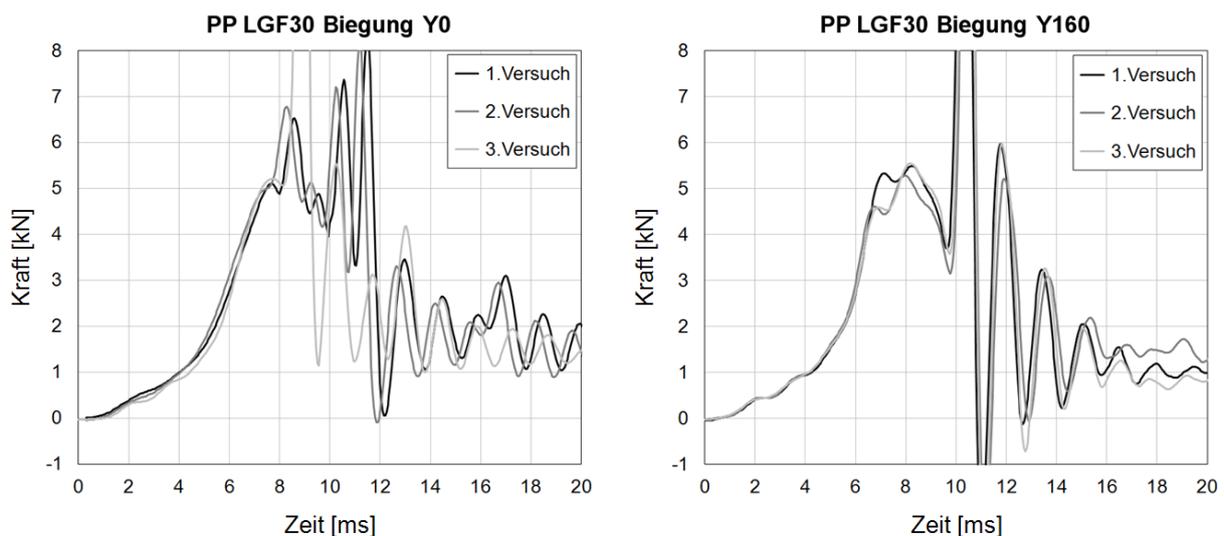


Abbildung 5.11: Kraftmessung für PP LGF30 bei 20 km/h an den Positionen Y0 und Y160

In den Messergebnissen ergeben sich ab einer gewissen Zeit Schwingungen des Signals. Diese Schwingungen entstehen, da der Lower Stiffener wegen seiner hohen Steifigkeit den Schaum, der den Impaktor umgibt (vgl. Abbildung 5.4) komplett komprimiert und anschließend auf das Aluminiumrohr des Impaktors schlägt. Dieses Durchschlagen verursacht die Schwingungen im System, die sich dann auch im Messsignal widerspiegeln. Da der Unterschied der Frequenz der Schwingung und der gemessenen Kurve nicht groß genug ist, kann die Schwingung auch durch eine Filterung nicht entfernt werden, ohne das Messsignal deutlich zu verändern.

Bei den Komponentenversuchen mit dem Lower Stiffener aus dem Werkstoff PP LGF30 bei 20 km/h Auftreffgeschwindigkeit ist kein Bruch des Bauteils zu beobachten. Die Versuche sind sowohl bei der Schussposition Y0 als auch bei der Position Y160 sehr reproduzierbar. Vergleicht man die maximale Kraft der Versuche für PP bei 20km/h, die bei ca. 2kN liegt, mit den Ergebnissen in Abbildung 5.11, so zeigt sich, dass die Kräfte für PP LGF30 um den Faktor 2.5 höher liegen als die von PP.

Um einen Bauteilbruch herbeizuführen wird wie zuvor erklärt die Geschwindigkeit auf 25 km/h erhöht. Die Ergebnisse der Versuche für die Schussposition Y0 und Y160 sind in Abbildung 5.12 dargestellt.

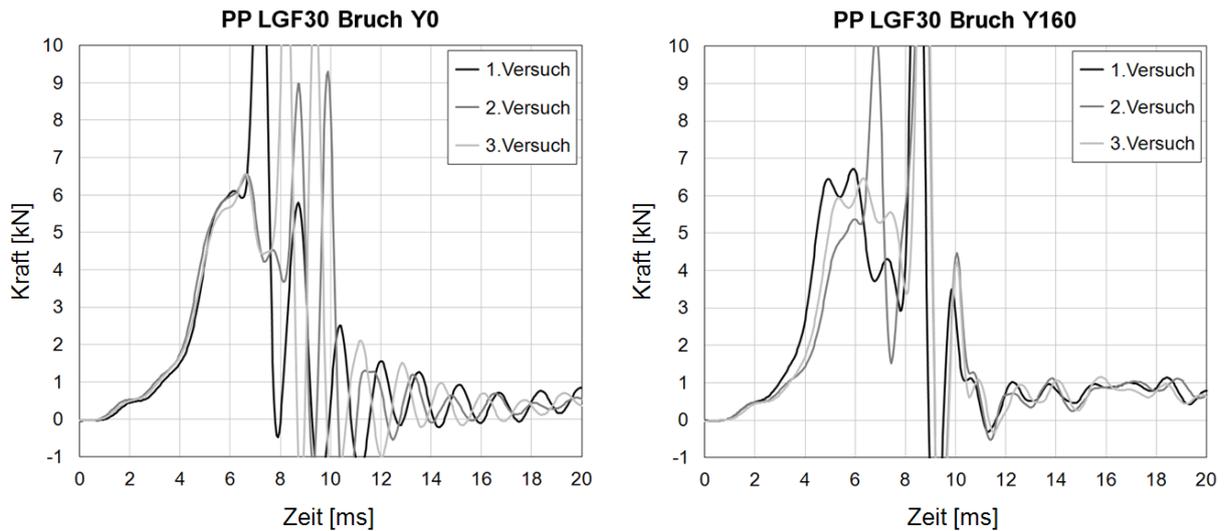


Abbildung 5.12: Kraftmessung für PP LGF30 bei 25 km/h an den Positionen Y0 und Y160

Wie schon bei den Versuchen mit 20 km/h zeigt sich auch bei den Versuchen mit 25 km/h ein Schwingen des Messsignals. Der Grund ist auch hier das Durchschlagen des Lower Stiffeners auf das Alurohr des Impaktors. Die Wiederholgenauigkeit bei den Versuchen mit der Schussposition Y0 ist sehr hoch. Die Kurvenverläufe sind bis zum Durchschlagen sehr ähnlich. Bei der Schussposition Y160 streuen die Ergebnisse der Versuche deutlich mehr als bei der Schussposition Y0. Die Lower Stiffener sind sowohl bei der Schussposition Y0 als auch Y160 alle gebrochen.

Die Auswertung der Bauteilbrüche aus den Highspeed-Aufnahmen ist in Abbildung 5.13 dargestellt.

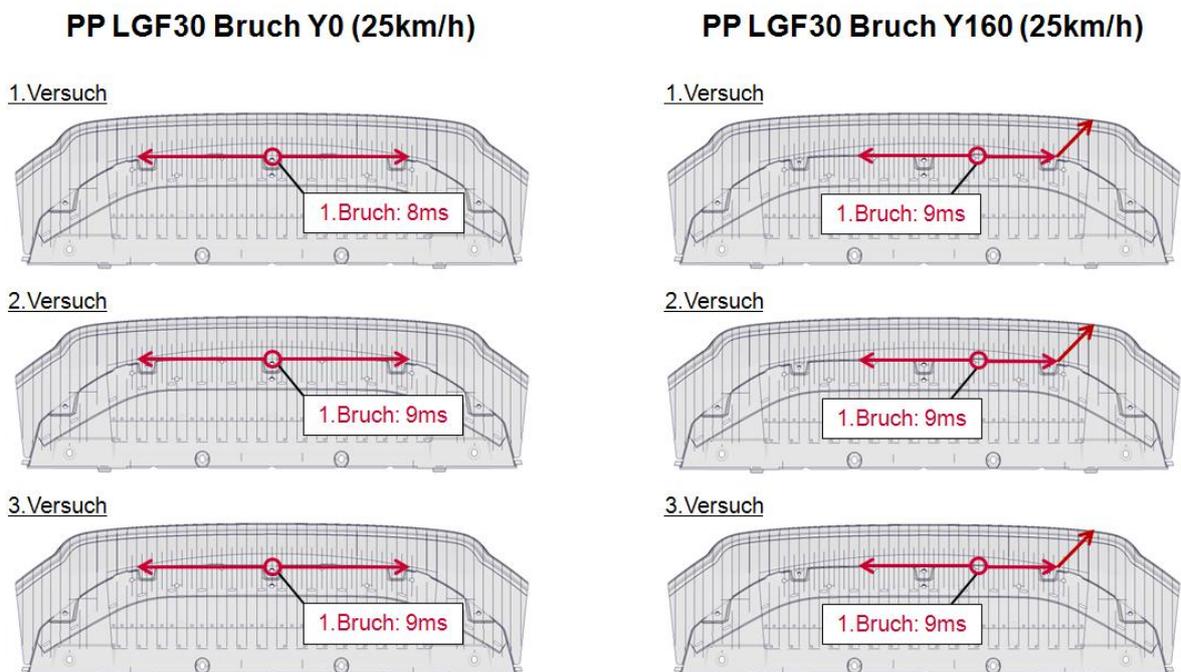


Abbildung 5.13: Lage des Bruchs für PP LGF30 bei 25 km/h an den Positionen Y0 und Y160

Sowohl bei der Schussposition Y0 als auch bei Y160 brechen alle drei Wiederholversuche auf dieselbe Art und Weise. Lediglich der Ort des Bruchbeginns unterscheidet sich. Bei der Schussposition Y0 beginnt der Bruch an einem Anschraubdom des Lower Stiffeners, der für den Einbau des Lower Stiffeners im Fahrzeug verwendet wird. Von dort ausgehend breitet sich der Bruch nach links und rechts an einer Bauteilkante aus. Der Lower Stiffener knickt an dieser Bruchkante. Bei der Schussposition Y160 beginnt der Bruch auch an einem Anschraubdom jedoch an einem weiter außen, der sich in der Nähe der Auftreffposition befindet. Von dort aus breitet sich der Bruch an derselben Kante wie auch bei den Y0 Versuchen aus.

Damit sind alle Ergebnisse der Komponentenversuche vorgestellt. Mit ihnen kann im Folgenden die Simulation validiert werden.

5.3 Simulation des Komponentenversuchs

Anhand des Komponentenversuches wird ein entsprechendes Simulationsmodell aufgebaut. Es beinhaltet die neuen Werkstoffmodelle, das SIMLab- und das VW-Modell. Mit den Ergebnissen des Simulationsmodells kann der Vergleich zum Versuch gezogen werden und so die neuen Werkstoffmodelle auf Komponentenebene validiert werden.

5.3.1 Modellierung des Komponentenversuchs

Das Ziel der Modellierung ist, ein Simulationsmodell zum durchgeführten Komponentenversuch aufzubauen, das den realen Versuchsaufbau möglichst gut abbildet. Dafür wird die FEM-Software PAM-CRASH verwendet. Das Gesamtmodell besteht aus zwei Teilen, dem Impaktor und dem Lower Stiffener samt Einspannung, wie es in Abbildung 5.14 dargestellt ist.

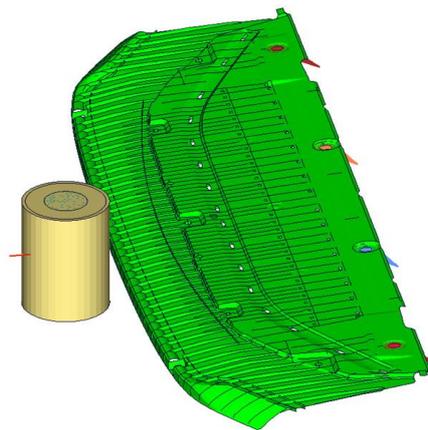


Abbildung 5.14: Simulationsmodell des Komponentenversuches

Der Lower Stiffener ist identisch modelliert wie er auch in der Gesamtfahrzeugsimulation für den Fußgängerschutz verwendet wird. Die Einspannung hinten am Lower Stiffener wird als starr angenommen und in der Simulation als Starrkörper (Rigid Body) abgebildet. Dabei ist zu beachten, dass an den Anbindungsstellen von Starrkörpern wegen des großen

Steifigkeitssprunges hohe lokale Belastungen entstehen können, die sich so in der Realität nicht ergeben würden. Daher müssen diese Bereiche vor allem bei der Auswertung des Bruchkriteriums gesondert betrachtet werden.

Der Impaktor besteht aus einem Aluminiumrohr, das mit einer Schicht Schaum und Neopren umwickelt ist, wie er in Abbildung 5.15 dargestellt ist. Am Impaktor sind die Kraftmessdose und die Führungsstange der Linearführung befestigt.

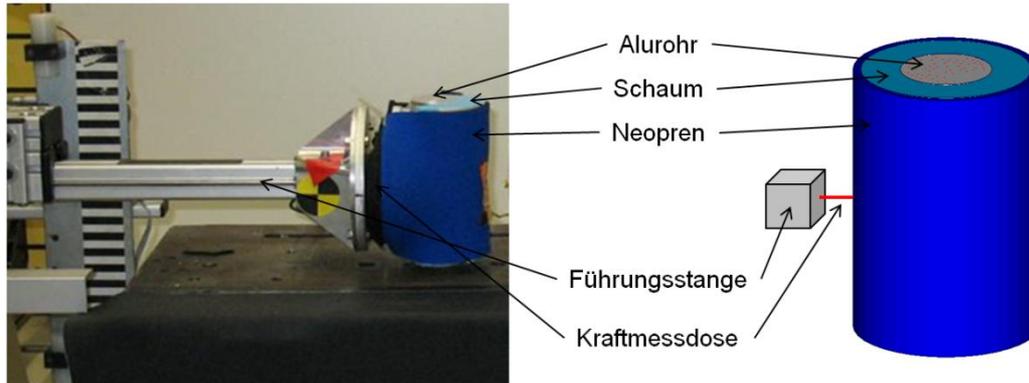


Abbildung 5.15: Realer Impaktor (links) und das Simulationsmodell (rechts)

In der Simulation wird der Impaktor wie in Abbildung 5.15 auf der rechten Seite dargestellt modelliert. Das Aluminiumrohr wird als Starrkörper angenommen. Um die Masse des Aluminiumrohres mit zu berücksichtigen, wird sie auf den Starrkörper mit aufgebracht.

Der Schaum und der Neopren werden so auch im WG17-Beinimpaktor verwendet. Die Modellierung mit Solidelementen und die Materialkarten werden aus dem sehr gut validierten Beinimpaktor übernommen.

Die Kraftmessdose wird als Balkenelement modelliert. Die Schnittkraft innerhalb des Balkenelementes entspricht der Messung der Kraftmessdose im Versuch. Von der Führungsstange ist allein deren Masse für die Simulation relevant, da deren Trägheit von hinten auf die Kraftmessdose drückt. Daher wird die Führungsstange als Masselement hinten an der Kraftmessdose berücksichtigt.

Um die lineare Führung des Impaktors abzubilden, werden die Knoten der Kraftmessdose und die des Aluminiumrohres mit einer entsprechenden Einschränkung der Freiheitsgrade beaufschlagt. In den Versuchen wurde beobachtet, dass sich der Schaum und das Neopren etwas nach unten deformiert haben. Um diese Bewegung ermöglichen zu können, werden die Freiheitsgrade des Schaums und Neoprens nicht eingeschränkt. Die in den Versuchen gemessene Anfangsgeschwindigkeit wird auf alle Knoten des Impaktors aufgebracht.

Für die Definition des Kontaktes zwischen Impaktor und Lower Stiffener wird die Kontaktdefinition aus dem Gesamtfahrzeugmodell verwendet. Diese ist gut validiert.

Damit ist das Simulationsmodell komplett aufgebaut.

5.3.2 Verifikation des Simulationsmodells

Die Modellierung des Impaktors entspricht der des bereits ausgiebig in der Entwicklung von Fahrzeugen validierten Modellierung des Beinimpaktors. Lediglich die Führungsstange und die Kraftmessdose sind neu dazugekommen.

Da einige Bauteile durch Ersatzelemente abgebildet werden, werden im ersten Verifikationsschritt die Massen der Einzelteile aus Simulation und Versuch miteinander verglichen bzw. wird die Dichte der Ersatzelemente an die der realen Bauteile angepasst. Der Vergleich ist in Tabelle 5.2 dargestellt.

Bauteil	Bezeichnung	Masse gewogen [kg]	Pamcrash Output [kg]
Führungsstange	m_F	4.370	4.370
Kraftmessdose	m_{KM}	0.250	0.250
Rohr	m_R	2.010	2.010
Schaum	m_S	0.185	0.184
Lower Stiffener PP	$m_{LS,PP}$	1.671	1.671
Lower Stiffener PP LGF30	$m_{LS, PPLGF30}$	2.077	2.077

Tabelle 5.2: Vergleich der realen Bauteilmassen mit denen der Simulation

Im zweiten Schritt werden die numerische Stabilität und die physikalische Plausibilität untersucht. Die numerische Stabilität kann anhand des stabilen Zeitschritts und der Massenskalisierung verifiziert werden. Die Massenskalisierung dient bei expliziten Simulationen dazu, einen zu geringen Zeitschritt weniger Elemente durch Erhöhung derer Dichte auszugleichen. Jedoch kommt damit zusätzlich Masse in das Modell, was zu Fehlern führen kann. Daher wird die Massenskalisierung für die Komponentensimulation nicht verwendet bzw. deaktiviert. Der Zeitschritt des Komponentensversuches ist in Abbildung 5.16 auf der rechten Seite dargestellt. Er ist ausreichend stabil.

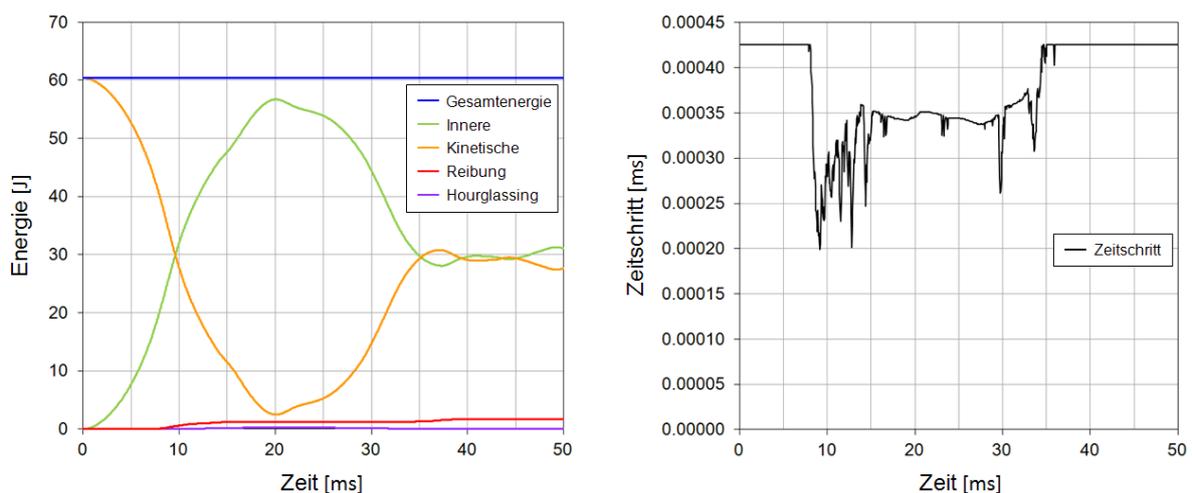


Abbildung 5.16: Energieverläufe und Zeitschritt

Zur Überprüfung der physikalischen Plausibilität wird der Energieverlauf untersucht. Die Anforderung an eine physikalisch sinnhafte explizite Simulation ist, dass die Gesamtenergie konstant ist, die Hourglassing-Energie unter 5% bleibt und die kinetische und innere Energie

stetig sind und keine Sprünge aufweisen. Diese Anforderungen sind, wie das Diagramm in Abbildung 5.16 auf der linken Seite zeigt, alle erfüllt. Damit ist das Simulationsmodell des Komponentenversuches umfassend verifiziert.

5.3.3 Integration der Faserorientierung

Richtungsabhängige Werkstoffmodelle wie zum Beispiel das VW-Modell benötigen pro Finitem Element eine Richtungsinformation. Das VW-Modell ist orthotrop. Daher benötigt dieses Werkstoffmodell für jedes Element die Richtung der Orthotropieachse bzw. den Orthotropievektor. Das SIMLab-Modell ist isotrop bzw. richtungsunabhängig und benötigt daher keine Richtungsinformation.

Die Orthotropierichtung kann global für ein Bauteil vorgegeben werden, wie es zum Beispiel bei endlosfaserverstärkten Kunststoffen teilweise möglich ist. Ursächlich für die Faserorientierung in kurz- und langfaserverstärkten Kunststoffen ist jedoch der Spritzgießprozess, mit dem das Bauteil in diesem Fall der Lower Stiffeners hergestellt wird. Dieser Prozess kann mithilfe entsprechender Programme simuliert werden. Als ein Ergebnis der Simulation ergibt sich die Faserorientierung innerhalb des Bauteils am Ende des Spritzgießprozesses. Die wichtigsten Grundlagen dazu wurden in Kapitel 2.4.3.1 erklärt.

Dieser Arbeit liegt eine entsprechende Spritzgießsimulation des Lower Stiffeners vor, die mit dem Programm Moldflow nach dem aktuellen Stand der Technik erstellt wurde. Als Ergebnis erhält man das Netz des Lower Stiffeners im Patran-Format und eine Textdatei, in der der Faserorientierungstensor pro Element aufgelistet ist.

Um aus den Ergebnissen der Spritzgießsimulation die Orthotropierichtung für den Lower Stiffener zu generieren, sind zwei Schritte notwendig. Als Erstes wird aus dem Faserorientierungstensor der Vektor der Orthotropierichtung berechnet und dieser Vektor im zweiten Schritt vom Spritzgießnetz auf das PAM-CRASH-Netz übertragen bzw. gemappt.

Die Basis bildet der über der Elementhöhe gemittelte Faserorientierungstensor aus der Spritzgießsimulation. Durch eine Hauptachsentransformation werden aus dem Faserorientierungstensor die Eigenwerte und die Eigenvektoren mit dem Programm Matlab berechnet. Der zum größten Eigenwert gehörende Eigenvektor ist der für das VW-Modell benötigte Orthotropievektor.

Dieser Vektor wird im nächsten Schritt vom Moldflow-Netz auf das PAM-CRASH-Netz des Lower Stiffeners gemappt. Dafür wird das Programm SCAI-Mapper verwendet. Da mit diesem keine Vektoren sondern nur skalare Werte gemappt werden können, werden die x-, y- und z-Komponente des Vektors einzeln gemappt. In der Abbildung 5.17 ist das Mapping der drei Komponenten dargestellt. Oben ist das Moldflow-Netz und unten das PAM-CRASH-Netz dargestellt. Einzelne in Moldflow fehlende Elemente werden durch Extrapolation der Nachbarelemente nachgetragen.

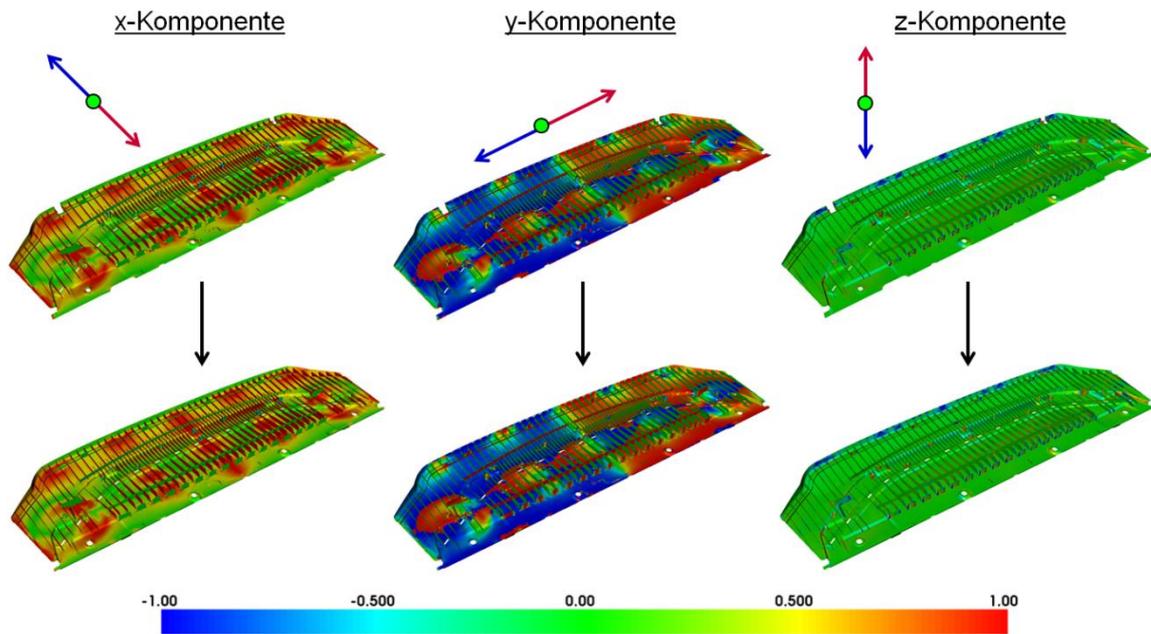


Abbildung 5.17: Mapping des Orthotropievektors

Das Ergebnis des Prozesses kann im Preprozessor ANSA als Materialvektor dargestellt werden, wie Abbildung 5.18 zeigt. Anhand des Ergebnisses kann der zuvor erklärte Prozess qualitativ plausibilisiert werden, da zum Beispiel in den Rippen die Fasern immer entlang der Rippen orientiert sein müssen. Die ausgegebenen Faserorientierungen im Lower Stiffener sind durchweg plausibel.

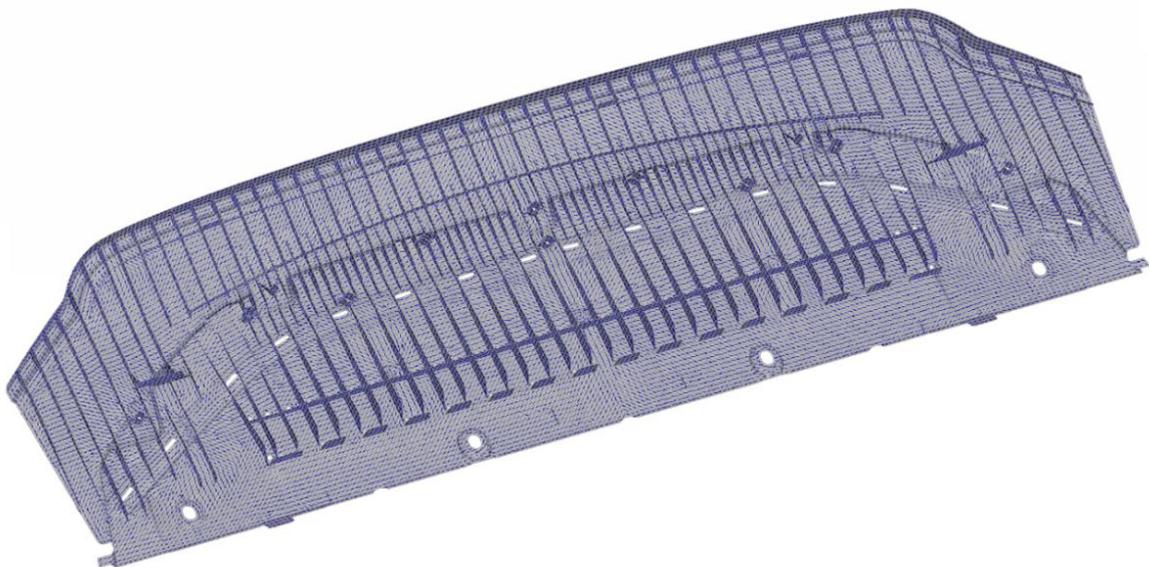


Abbildung 5.18: Darstellung der Orthotropievektors in ANSA

5.4 Vergleich zwischen Komponentensimulation und -versuch

In diesem Kapitel werden die Komponentenversuche mit den Simulationsergebnissen verglichen. Es werden damit die neuen Werkstoffmodelle und auch das neu eingeführte FGS-Bruchkriterium auf Komponentenebene validiert. Für die Simulation des Lower Stiffener aus PP wurde das SIMLab-Modell, für die des Lower Stiffener aus PP LGF30 das VW-Modell verwendet.

Im ersten Schritt wird der Werkstoff PP bei der Impaktorgeschwindigkeit von 15 km/h untersucht. Die Ergebnisse der Kraftmessdose hinter dem Impaktor sind in Abbildung 5.19 dargestellt.

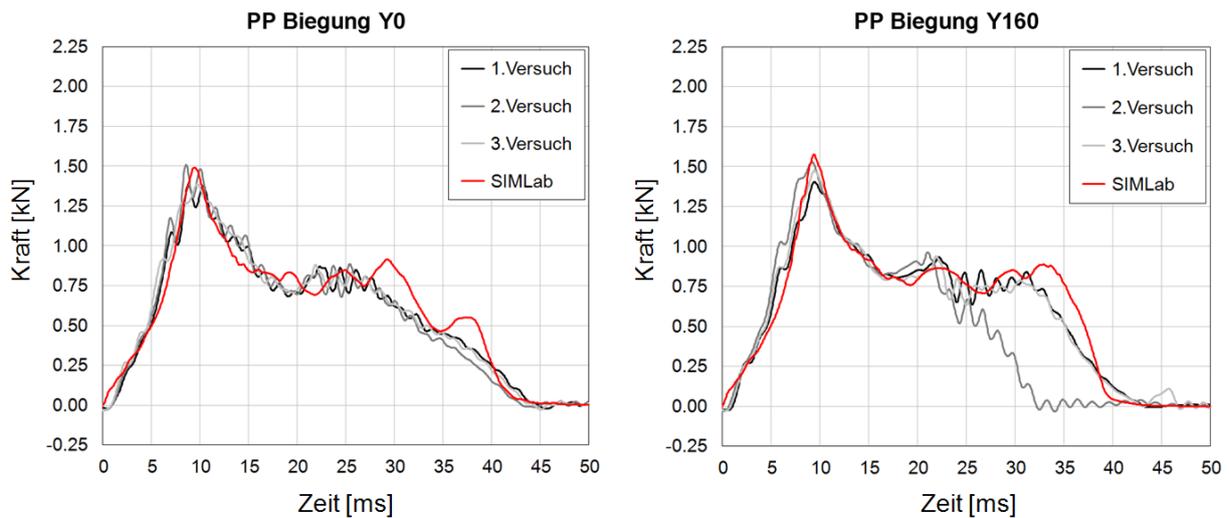


Abbildung 5.19: Vergleich von Versuch und Simulation für PP bei 15 km/h bei Y0 und Y160

Das SIMLab-Modell kann die Versuchskurven sowohl im Verlauf als auch bei den Maximalwerten ausgesprochen gut abbilden. Lediglich am Ende des Versuches ergibt sich ein geringer Unterschied.

Die Ergebnisse für den Werkstoff PP bei 20 km/h sind in Abbildung 5.20 dargestellt.

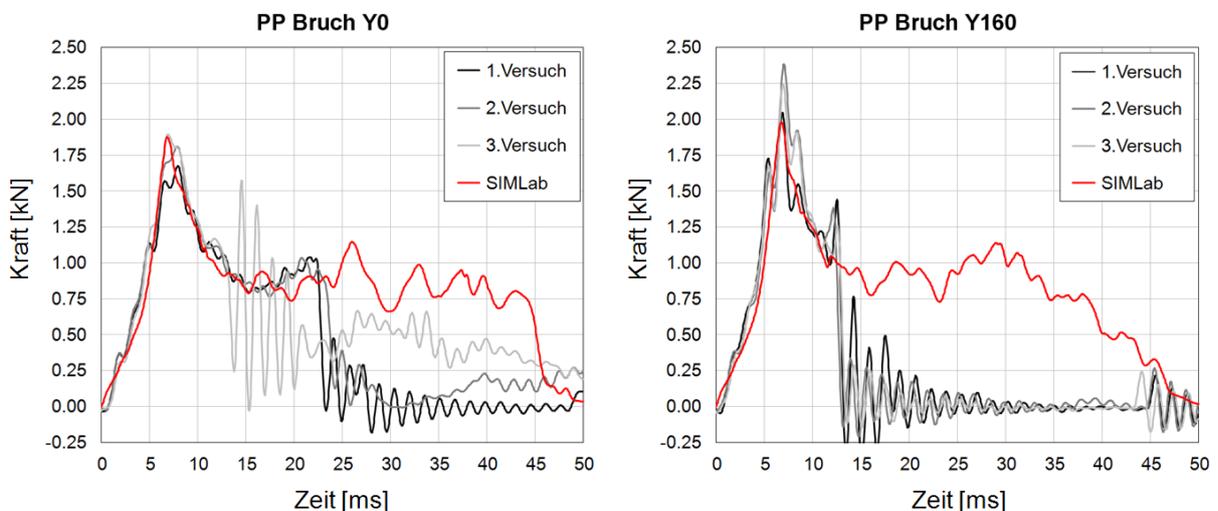


Abbildung 5.20: Vergleich von Versuch und Simulation für PP bei 20 km/h bei Y0 und Y160

Auch für den schnelleren Versuch bildet das Simulationsergebnis die Versuchsergebnisse ausgesprochen gut ab. Ein deutlicher Unterschied ergibt sich sobald der Lower Stiffener im Versuch bricht, da der Bruch in der Simulation nur dargestellt aber nicht tatsächlich als Bruch abgebildet wird.

Bei der Versuchsreihe mit 20 km/h sind alle Bauteile ausnahmslos gebrochen. In Abbildung 5.21 sind auf der linken Seite die Versuchsergebnisse der drei Wiederholversuche dargestellt. Auf der rechten Seite ist die Auswertung des FGS-Bruchkriteriums aus der Simulation für die drei relevanten Zeitpunkte 16, 17 und 18ms dargestellt.

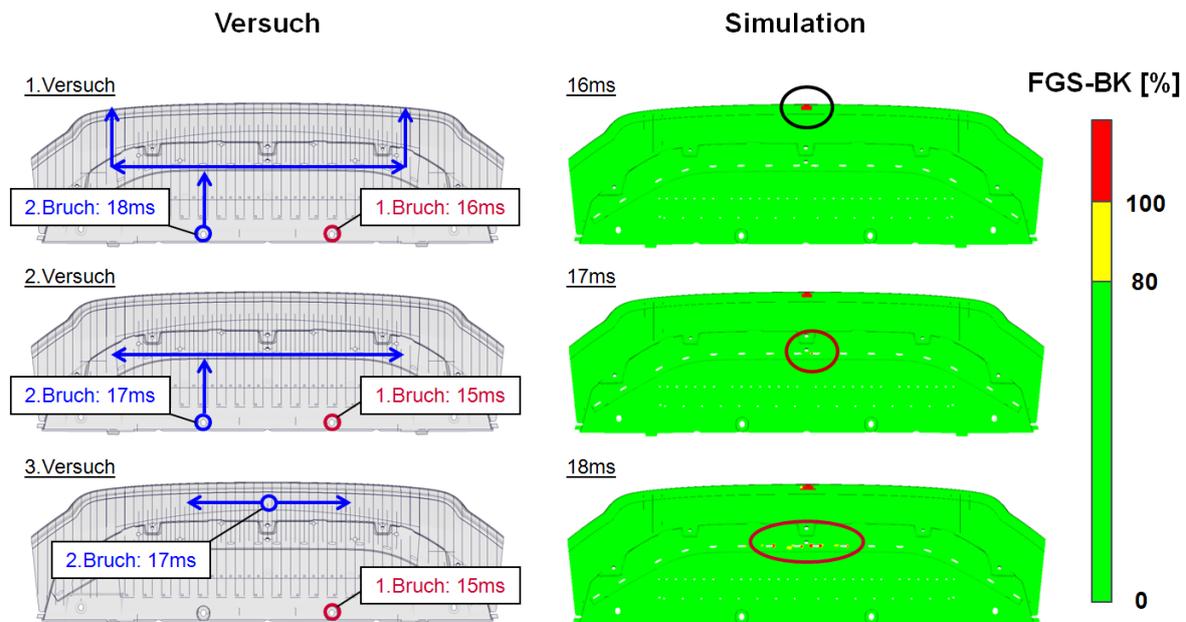


Abbildung 5.21: Vergleich der Versuchsergebnisse für PP mit 20 km/h für das FGS-Bruchkriterium bei Y0

Das FGS-Bruchkriterium ist wie in Kapitel 4.4 definiert grün dargestellt, wenn kein Bruch zu erwarten ist, gelb wenn ein Bruch möglich ist und rot wenn ein Bruch eintreten wird. Die Elemente werden im Simulationsmodell in der entsprechenden Farbe dargestellt.

Bei 16ms zeigt sich vorne am Kontaktpunkt mit dem Impaktor ein roter Bereich des FGS-Bruchkriteriums. Es kann vorweggenommen werden, dass das FGS-Bruchkriterium auch bei den anderen Komponentensimulationen immer im Kontaktbereich mit dem Impaktor einen Bruch vorhersagt. Der Lower Stiffener ist in diesem Bereich aber bei keinem Versuch gebrochen. Daher wird angenommen, dass das Simulationsmodell in diesem Bereich die Realität nicht exakt wiedergeben kann. Ähnlich verhält es sich mit den Anschraubpunkten des Lower Stiffeners. Hier werden in der Simulation Starrkörper verwendet. Diese können die Realität nicht wahrheitsgetreu abbilden. Daher müssen auch diese Bereiche aus der Betrachtung ausgenommen werden.

Wie Abbildung 5.21 zeigt, bricht der reale Lower Stiffener an den Anschraubpunkten. Der Bruch breitet sich nach vorne aus bis er die Kante im Lower Stiffener erreicht. An der Kante bricht er seitlich weiter. Das FGS-Bruchkriterium zeigt bei 17ms einen Bruch an der Kante an, an der auch der Lower Stiffener bricht. Laut dem FGS-Bruchkriterium befindet sich hier ein bruchgefährdeter Bereich. An dieser Kante bricht der Lower Stiffener auch im Versuch, wobei die Bruchinitiierung in der Simulation nicht von den hinteren Anschraubpunkten her erfolgt. An der Bruchkante des dritten Versuches zeigt das Bruchkriterium keine Gefährdung an. Daher ist davon auszugehen, dass dieser Versuch ein Ausreißer ist.

In Abbildung 5.22 sind die Ergebnisse der Schussposition Y160 dargestellt.

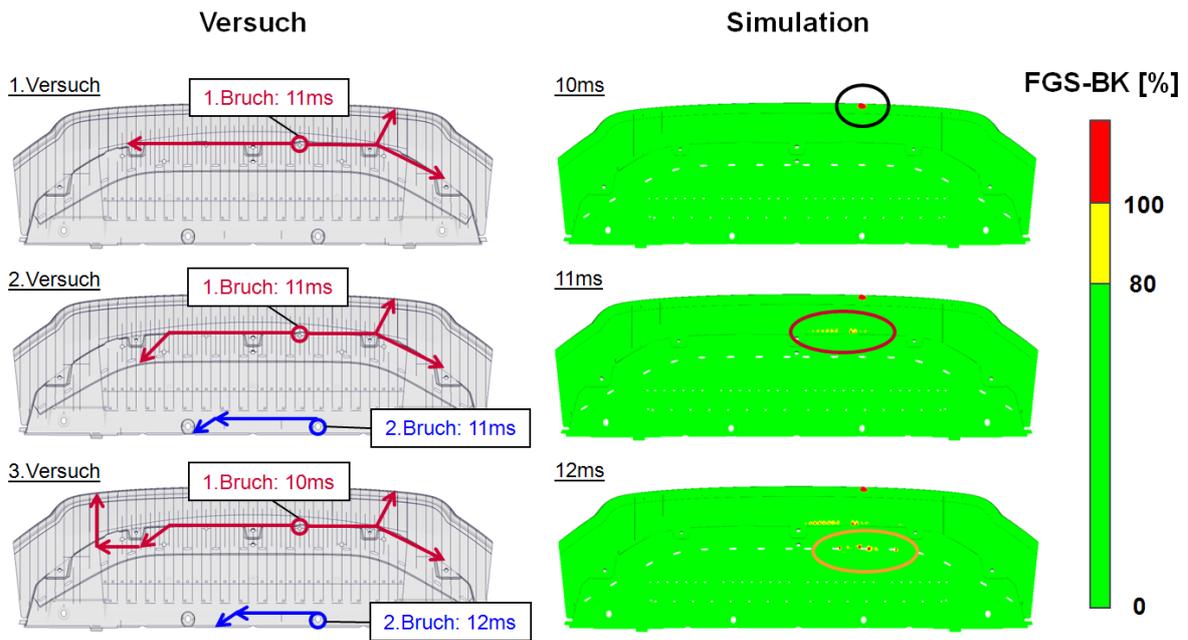


Abbildung 5.22: Vergleich der Versuchsergebnisse für PP mit 20 km/h für das FGS-Bruchkriterium bei Y160

Wie auch schon bei der Schussposition Y0 zeigt das FGS-Bruchkriterium einen ersten Bruch an der Kontaktstelle zwischen Lower Stiffener und Impaktor an. Dieser zeigt sich wie bei allen anderen Varianten im Versuch nicht. Bei 11ms zeigt das FGS-Bruchkriterium einen Bruch an der Stelle an, an der auch der Bruch im Versuch beginnt. Anschließend ergibt sich in der Simulation ein dritter Bereich der bruchgefährdet ist. Dieser Bruch entsteht im Versuch nicht. Der Grund dafür ist, dass im Versuch der Lower Stiffener bereits an dem ersten Bereich gebrochen ist. In der Simulation wird der erste Bruch nur graphisch dargestellt. Es werden keine Elemente gelöscht oder ähnliches. So biegt sich der Lower Stiffener in der Simulation weiter und es ergibt sich die zweite Stelle (orange) an der ein Bruch auftreten könnte.

Die Ergebnisse für den Werkstoff PP LGF30 bei 20 km/h sind in Abbildung 5.23 dargestellt.

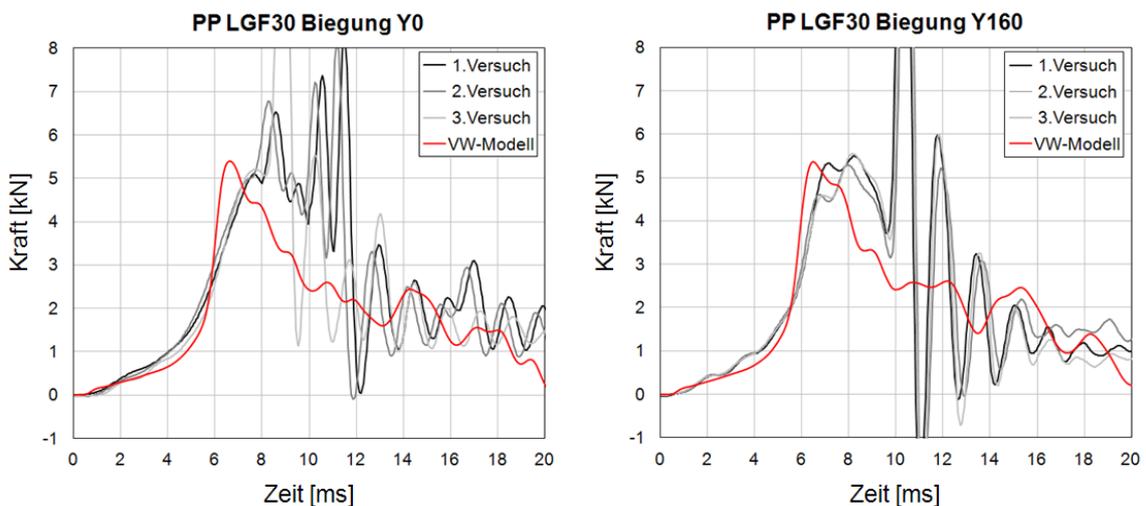


Abbildung 5.23: Vergleich von Versuch und Simulation für PP LGF30 mit 20 km/h bei Y0 und Y160

5. Validierung anhand eines Fußgängerschutz-Funktionsbauteils

Wie Abbildung 5.23 zeigt, kann die Simulation den Versuch für das PP LGF30 bei 20km/h in Bezug auf die erreichten Maximalwerte der Kraft gut abbilden. Der Kurvenverlauf hingegen unterscheidet sich etwas. Die Simulation scheint im Vergleich zum Versuch etwas steifer zu sein. Dieser Unterschied tritt bei der Schussposition Y0 stärker hervor als bei der Schussposition Y160, bei der der Kurvenverlauf zwischen Versuch und Simulation besser übereinstimmt.

In Abbildung 5.24 sind die Ergebnisse des PP LGF30 bei 25 km/h dargestellt. Bei diesen Versuchen sind alle Lower Stiffener gebrochen.

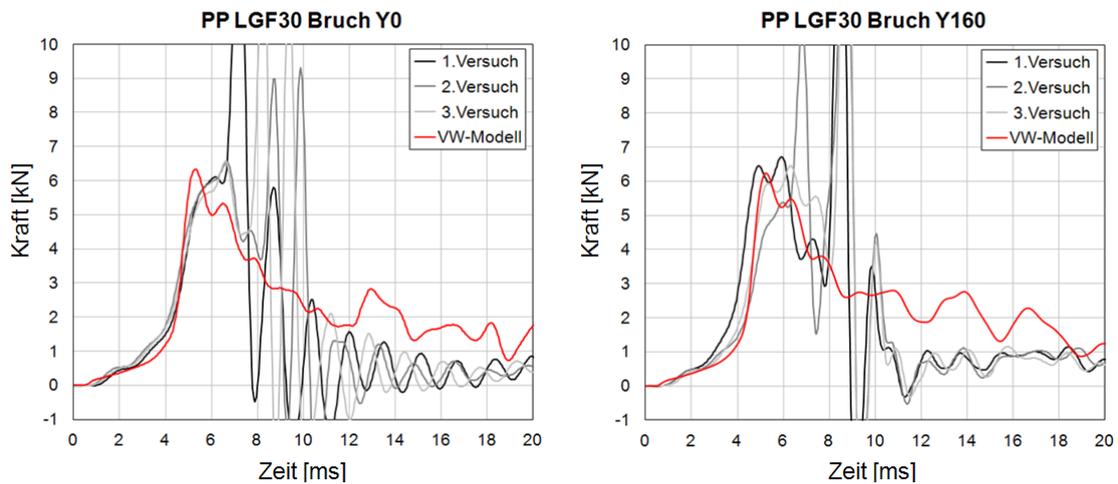


Abbildung 5.24: Vergleich von Versuch und Simulation für PP LGF30 mit 25 km/h bei Y0 und Y160

Die Ergebnisse in Abbildung 5.24 zeigen, dass sowohl die Maximalwerte der Kraft als auch die Kurvenverläufe der Versuchsergebnisse mit dem Simulationsmodell gut abgebildet werden können. Lediglich am Ende ergibt sich ein Unterschied, der auf den Bruch des Lower Stiffeners im Versuch zurückzuführen ist, der in der Simulation nicht abgebildet ist.

In Abbildung 5.25 sind der Bruch des Lower Stiffeners im Versuch und die Auswertung des FGS-Bruchkriteriums für die Schussposition Y0 dargestellt.

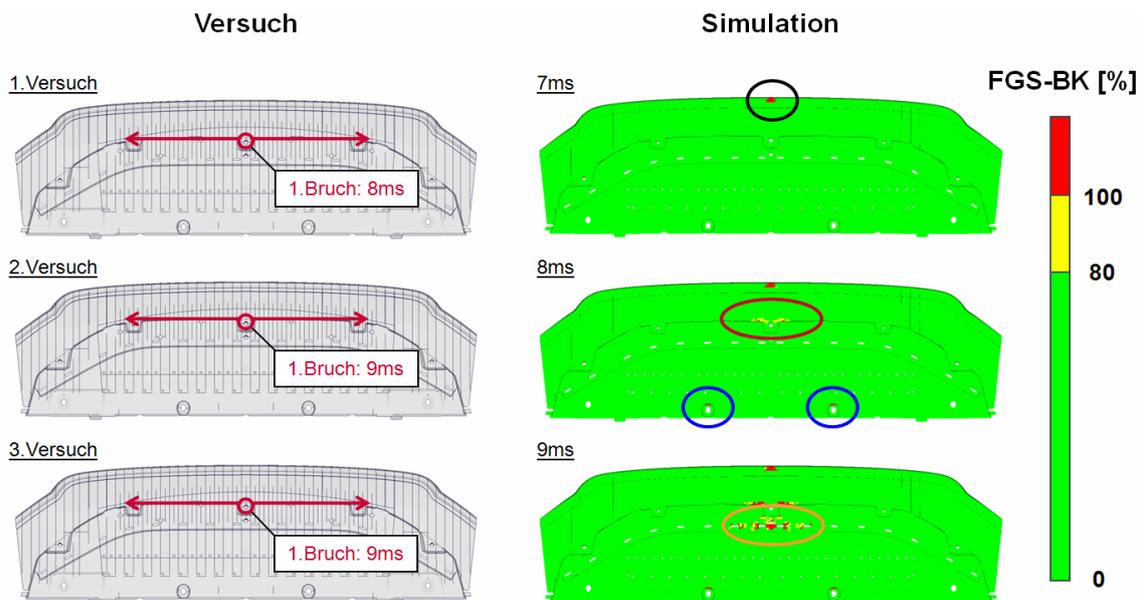


Abbildung 5.25: Vergleich der Versuchsergebnisse für PP LGF30 mit 25 km/h für das FGS-Bruchkriterium bei Y0

Wie schon bei den vorhergehenden Versuchen mit PP werden bei der Auswertung des FGS-Bruchkriteriums der Auftreffpunkt des Impaktors und die Anschraubpunkte des Lower Stiffeners ausgeklammert, da hier das Simulationsmodell die Realität nicht richtig abbildet. Bei 8ms zeigt das FGS-Bruchkriterium einen Bruch genau an der Stelle an, an der der Lower Stiffener im Versuch zu brechen beginnt. Anschließend ergibt sich bei 9ms ein weiterer Bereich für einen Bruch. Dieser tritt in der Realität nicht auf, da der Lower Stiffener bereits an der ersten Stelle gebrochen ist.

Die Ergebnisse für die Schussposition Y160 sind in Abbildung 5.26 dargestellt.

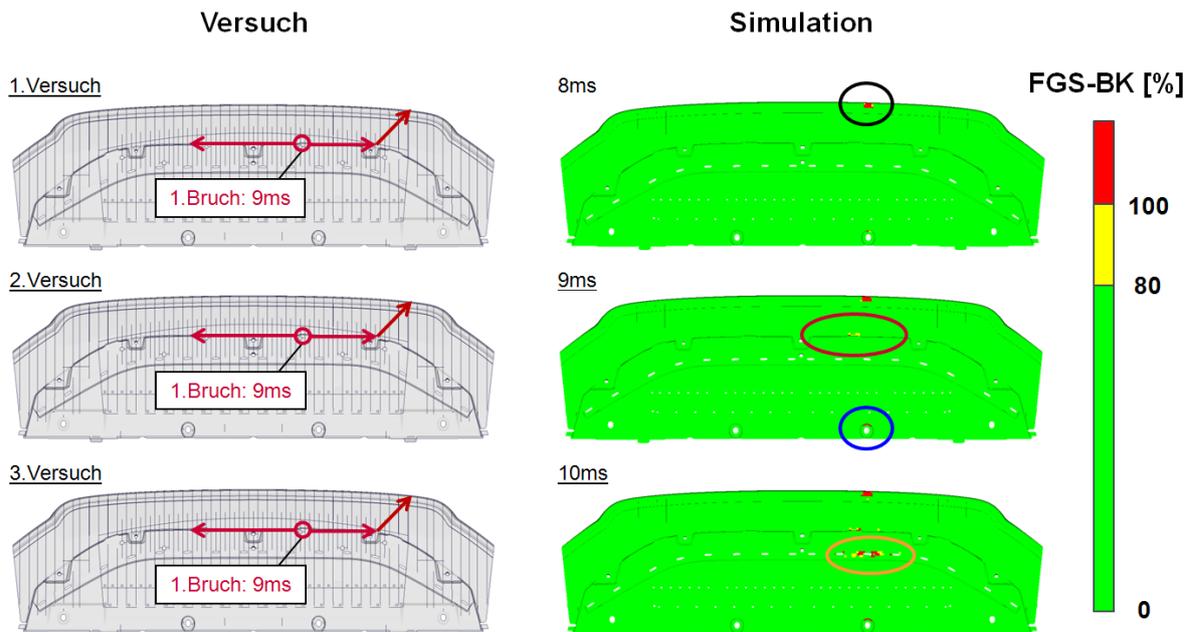


Abbildung 5.26: Vergleich der Versuchsergebnisse für PP LGF30 mit 25 km/h für das FGS-Bruchkriterium bei Y160

Wie schon bei der Schussposition Y0 kann auch hier, wenn der Auftreffpunkt und die Anschraubpunkte vernachlässigt werden, der Bruchbeginn mit dem FGS-Bruchkriterium an der richtigen Stelle vorhergesagt werden. Anschließend bildet sich auch hier ein zweiter Bereich der in der Simulation einen Bruch vorhersagt, obwohl dieser in der Realität nicht eintritt.

5.5 Zusammenfassung der Ergebnisse auf Komponentenebene

Ziel des Kapitels ist, die neuen Werkstoffmodelle, das SIMLab-Modell für unverstärkte Kunststoffe und das VW-Modell für faserverstärkte Kunststoffe und deren Erweiterung um das FGS-Bruchkriterium auf Komponentenebene zu validieren.

Dazu wurde ein Komponentenversuch entwickelt, in dem der Lower Stiffener ähnlich seiner Belastung im Fußgängerschutz-Gesamtfahrzeugversuch belastet wird. Bei der Konzeption des Versuchsaufbaus wurde auf eine gute Simulierbarkeit des Versuchsaufbaus geachtet. So wurde eine möglichst robuste und aussagekräftige Messtechnik verwendet. Der Impaktor wurde aus Werkstoffen aufgebaut für die bereits ausgiebig validierte Simulationsmodelle vorliegen.

Es wurden für beide Werkstoffe je zwei Schusspositionen verwendet, bei Y0 in der Mitte des Lower Stiffeners und bei Y160 direkt auf einen der Anschraubpunkte. Um die Werkstoffmodelle zu validieren, wurde eine Versuchsreihe bei einer niedrigen Geschwindigkeit durchgeführt. Mit einer zweiten höheren Geschwindigkeit wurde der Bauteilbruch des Lower Stiffeners provoziert, um so das FGS-Bruchkriterium validieren zu können.

Das Simulationsmodell wurde anhand des Versuchsaufbaus mit PAM-CRASH aufgebaut. Die dabei gemachten Vereinfachungen wurden anhand der Bauteilgewichte aus Versuch und Simulation überprüft. Die numerische Stabilität wurde anhand des Zeitschritts und der Hourglassing-Energie überprüft. Mit einem Vergleich der Energieverläufe wird die physikalische Plausibilität des Simulationsmodells sichergestellt.

Das anisotrope VW-Modell benötigt in der Simulation für jedes Finite Element die Richtung der Orthotropieachse. Die Orthotropieachse wird durch die lokale Faserorientierung bestimmt. Aus einer Spritzgießsimulation, die nach dem aktuellen Stand der Technik durchgeführt wurde, resultiert für jedes Element ein über der Elementhöhe gemittelter Faserorientierungstensor. Aus diesem wird die Orthotropierichtung mittels einer Bestimmung der Eigenvektoren berechnet. Dieser Vektor wird auf das PAM-CRASH-Netz des Lower Stiffeners gemappt.

Das SIMLab-Modell kann die Kraftverläufe bei allen Komponentenversuchen sowohl im Verlauf als auch in Bezug auf die Maximalwerte sehr gut wiedergeben.

Das VW-Modell kann wie schon das SIMLab-Modell die Maximalkraft und auch den Kraftverlauf der Versuchsergebnisse sehr gut abbilden. Lediglich bei einem Versuch mit 20km/h auf die Schussposition Y0 ergibt sich ein geringer Unterschied im Verlauf. Das Simulationsmodell scheint etwas steifer als die Realität zu sein.

Das FGS-Bruchkriterium funktioniert sehr gut. Lediglich an der Kontaktstelle zwischen Impaktor und Lower Stiffener und an den Anschraubpunkten des Lower Stiffeners werden wegen der numerischen Modellierung übermäßig hohe Dehnungen generiert. Dadurch produziert das FGS-Bruchkriterium an diesen Stellen Ergebnisse, die nicht der Realität entsprechen. Werden diese Randbereiche bei der Bewertung ausgeklammert, so sagt das FGS-Bruchkriterium im freien Kontinuum sowohl die Lage des Bruchbeginns als auch den Bruchzeitpunkt sehr genau vorher.

6 Validierung der Werkstoffmodelle anhand ausgewählter Fußgängerschutz-Gesamtfahrzeugtests

Bezugnehmend auf die in Abbildung 1.8 dargestellten Komplexitätsebenen stellt das Gesamtfahrzeug die letzte und damit auch die Ebene mit dem höchsten Komplexitätsgrad dar, auf der die neuen Werkstoffmodelle und das FGS-Bruchkriterium validiert werden. Dazu werden zwei unterschiedliche Gesamtfahrzeugversuche mit einer bestehenden Gesamtfahrzeugsimulation verglichen. Bisher wurden bei allen Untersuchungen mit den neuen Werkstoffmodellen immer das SIMLab- und das VW-Modell betrachtet. Da der Serienwerkstoff des Lower Stiffeners das PP LGF30 ist, liegen auch nur für diesen Werkstoff Gesamtfahrzeugversuche vor. Daher beschränkt sich die Betrachtung auf Gesamtfahrzeugebene nur auf das VW-Modell.

6.1 Vorstellung der Fußgängerschutz-Beinimpaktoren

Einige wichtige Aspekte des Fußgängerschutzes wurden bereits in der Einleitung dieser Arbeit dargestellt. Der Vollständigkeit halber werden sie hier noch einmal kurz zusammengefasst.

Im Fußgängerschutz wird unterschieden zwischen gesetzlichen Vorgaben, die für die Homologation eines Fahrzeuges erfüllt werden müssen und den Anforderungen von Verbraucherschutzinstitutionen. Für den europäischen Raum sind die aktuell gültigen gesetzlichen Vorgaben dokumentiert in der EC 78/2009 [26] und EC 631/2009 [25]. Das für Europa relevante Verbraucherschutzinstitut ist der Euro NCAP. Diese führen die Fußgängerschutzprüfung nach ihren Protokollen [21] und [23] durch. Das Ziel von Euro NCAP ist es Fahrzeuge zu prüfen, die für eine breite Masse an Verbrauchern interessant sind. Daran orientieren sich die Fahrzeug- und auch die Ausstattungs Auswahl. Im Gegensatz dazu müssen die gesetzlichen Vorgaben von allen Fahrzeugen erfüllt werden, da sie Teil der Homologation sind. Die Anforderungen bei Euro NCAP sind in der Regel höher als die gesetzlichen Kriterien.

Der Fußgängerschutz wird mit Impaktoren geprüft, die gegen die Fahrzeugfront geschossen werden. Die Impaktoren bilden Teile des menschlichen Körpers nach. Aus Unfallstatistiken ist bekannt, dass der Fußgänger am häufigsten seitlich vom Fahrzeug erfasst wird. In Abbildung 6.1 ist der Ablauf einer Fußgängerschutzkollision dargestellt. Der erste Kontakt findet dabei zwischen dem Bein des Fußgängers und der Fahrzeugfront statt. Um diesen ersten Anprall zu bewerten, wird ein Beinimpaktor verwendet.



Abbildung 6.1: Ablauf einer Fußgänger-Kollision [71]

Sowohl im Gesetz als auch bei Euro NCAP wird zurzeit noch der so genannte WG17-Beinimpaktor verwendet. Der Beinimpaktor ist in Abbildung 6.2 auf der linken Seite dargestellt. Er besteht aus zwei Stahlrohren, die über Stahlbiegesegmente miteinander verbunden sind. Das obere Rohr bildet den Oberschenkelknochen (Femur), das Untere das Schienbein (Tibia) ab. Die Stahlsegmente in der Mitte stellen das Knie dar. Um die Beinmuskulatur und die Haut nachzubilden, werden die Stahlrohre mit Schaum und einer Neoprenhülle umwickelt. Gemessen werden die Biegung und Scherung der Stahlsegmente im Knie und die Beschleunigung an der Tibia. Die Verletzungen, die damit bewertet werden sollen, sind ein Unterschenkelbruch mit der Tibia-Beschleunigung, ein Innenbandriss mit der Biegung und ein Kreuzbandriss mit der Scherung. Da der Impaktor einen eher einfachen Aufbau hat, sind die Ergebnisse sehr robust und haben eine hohe Wiederholgenauigkeit.

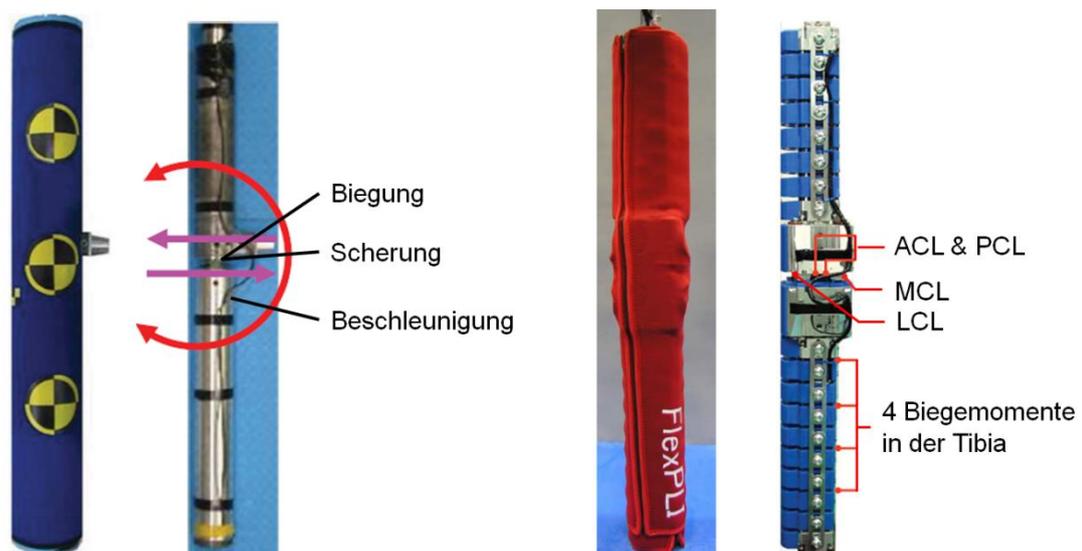


Abbildung 6.2: WG17-Beinimpaktor (links) und FlexPLI (rechts)

Impaktoren müssen sich daran messen lassen wie biofidel sie sind, also wie gut sie den menschlichen Körper und die aus einer Kollision resultierenden Verletzungen abbilden können. Vergleicht man zum Beispiel die Stahlsegmente, die beim WG17-Beinimpaktor das menschliche Knie abbilden sollen, so ist augenscheinlich, dass diese nur eine eingeschränkte Übereinstimmung mit einem realen Knie aufweisen. Auch kann der Bruch des Unterschenkelknochens nur mäßig mit der gemessenen Beschleunigung verglichen werden, da Knochen weniger wegen lokal hoher Kräfte als vielmehr aufgrund hoher Biegemomente brechen.

Die Notwendigkeit eines neuen biofideleren Beinimpaktors wurde 2001 von der JARI (Japan Automobile Research Institute) und der JAMA (Japan Automobile Manufacturers Association) in der Arbeit von Konosu et al. [44] formuliert. Das erste Konzept eines neuen Beinimpaktors wurde 2003 von Konosu et al. [43] mit der Bezeichnung „FlexPLI“ (Flexible Pedestrian Legform Impactor) vorgestellt. Ausgehend von Japan hat 2005 auch die UNECE für die globale Typzulassung begonnen an dem FlexPLI zu arbeiten. Der vorerst finale Stand des FlexPLI wurde 2011 definiert und ist in dem veröffentlichten Flex PLI GTR User Manual [75] dokumentiert. Das FlexPLI ist in Abbildung 6.2 auf der rechten Seite dargestellt.

Der Aufbau des FlexPLI ist sehr komplex verglichen mit dem des WG17-Beinimpaktors. Das FlexPLI besteht aus einem Unter- und einem Oberschenkelknochen. Diese sind aus einem glasfaserverstärkten duroplastischen Kunststoff gefertigt. Auf den Kunststoffknochen sind am Unterschenkel vier und am Oberschenkel drei Dehnmessstreifen angebracht. Über deren Messung kann das jeweils wirkende Biegemoment berechnet werden.

Die beiden Kunststoffknochen sind wiederum in Kunststoffsegmenten, die untereinander gelenkig gelagert sind umschlossen. Das Knie besteht aus zwei Alublöcken, die nur durch Federpakete miteinander verbunden sind. Die Kniesegmente können gegeneinander verkippen und sich auch gegeneinander verschieben. Das Innen- und Außenband, sowie die beiden Kreuzbänder sind mit Stahlseilen modelliert. Über eine Wegmessung kann deren Längung während des Versuches gemessen werden. Die Bezeichnung der Bänder ist wie folgt:

- MCL: Innenband (auf der Fahrzeugfront abgewendeten Seite)
- LCL: Außenband
- ACL: Vorderes Kreuzband
- PCL: Hinteres Kreuzband

Die Muskulatur und Haut wird wieder analog dem WG17-Beinimpaktor mit Schaum und mehreren Neoprenhüllen abgebildet.

Aus Abbildung 6.2 ist ersichtlich, dass das FlexPLI durch seinen komplexen Aufbau das menschliche Bein besser abbilden kann als der WG17-Beinimpaktor. Daher wird das FlexPLI den WG17-Beinimpaktor in der Euro NCAP-Prüfung ab 2014 ablösen wie es den bereits veröffentlichten Prüfprotokollen für 2014 [22] und [24] entnommen werden kann. Eine Übernahme des FlexPLI-Beinimpaktors in die Gesetzesanforderungen gilt als wahrscheinlich, wobei der Zeitpunkt zum heutigen Stand noch offen ist.

6.2 Auswahl der Gesamtfahrzeugversuche

Für die Validierung der neuen Werkstoffmodelle und des FGS-Bruchkriteriums werden zwei Gesamtfahrzeugversuche des aktuellen Audi A6 aus der Versuchsdatenbank der Audi AG ausgewählt. Ein Versuch ist mit dem WG17-Beinimpaktor wie er für die Homologation eines Fahrzeugs verwendet wird. Der zweite Versuch wird mit dem neuen FlexPLI-Beinimpaktor durchgeführt, so wie er ab 2014 bei Euro NCAP zur Anwendung kommen wird. Beide Impaktoren wurden bereits im vorhergehenden Kapitel vorgestellt und sind in Abbildung 6.2 dargestellt. Die Schussposition ist für beide Versuche auf die Mitte der Fahrzeugfront, also bei Y0.

Beim Versuch mit dem WG17-Beinimpaktor ist der Lower Stiffener an verschiedenen Stellen gebrochen. Leider ist eine Aussage des Bruchzeitpunktes nicht möglich, da das Fahrzeug nur von außen gefilmt werden kann und so die Brüche, die auf der Fahrzeuginnenseite liegen, nicht sichtbar sind. Die Bruchstellen des Lower Stiffeners am Ende des Versuchs sind in Abbildung 6.3 dargestellt.

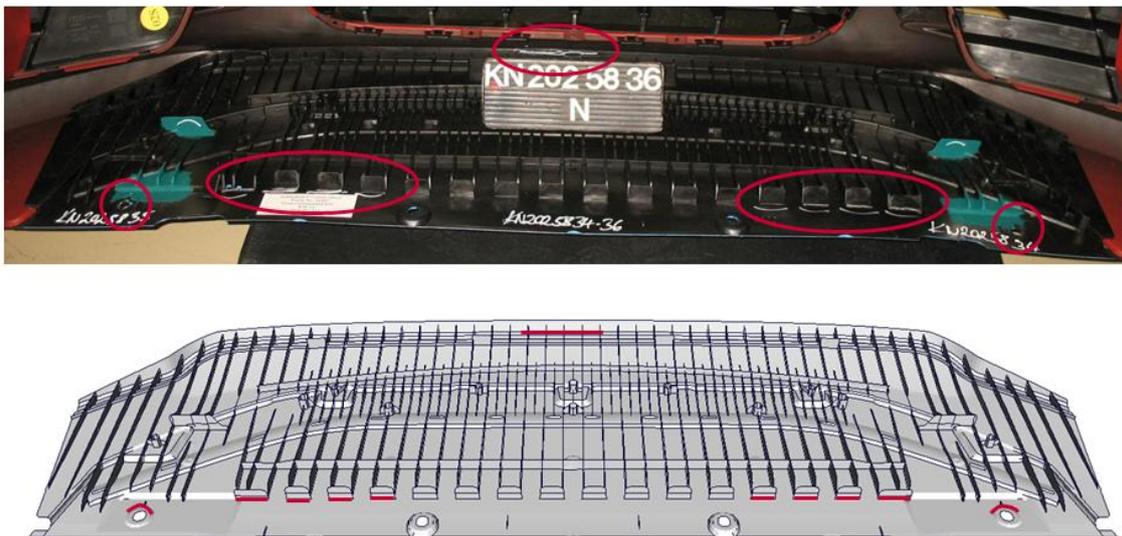


Abbildung 6.3: Bruch des Lower Stiffeners beim Versuch mit dem WG17-Beinimpaktor

Wie aus der Abbildung 6.3 oben ersichtlich ist, ist der Lower Stiffener an insgesamt fünf Bereichen gebrochen. Schematisch sind die Bereiche in Abbildung 6.3 unten auf dem Simulationsmodell noch einmal eingetragen. Der Lower Stiffener bricht vorne in der Mitte an der Stelle, an der der Impaktor das Fahrzeug trifft. Außerdem brechen symmetrisch auf beiden Seiten die Anlagerippen des Lower Stiffeners zum Frontend-Untergurt. Die Rippen knicken nach vorne weg. Der Frontend-Untergurt und dessen Einbaulage sind auch in Abbildung 5.3 dargestellt. Die letzten beiden Bruchstellen sind auch wieder symmetrisch und befinden sich an den äußeren Anschraubpunkten des Lower Stiffeners zum Frontend.

Bei dem FlexPLI-Versuch ist der Lower Stiffener nicht gebrochen.

6.3 Simulation der Gesamtfahrzeugversuche

Aus der Fußgängerschutz-Entwicklung wird ein gut validiertes Simulationsmodell des Audi A6 übernommen. Der Lower Stiffener ist darin mit einem isotropen Standard-Materialmodell abgebildet. Die Ergebnisse der Simulationen mit dem VW-Modell werden denen des Standardmodells gegenübergestellt und mit den Versuchsergebnissen verglichen. So kann eine Bewertung des neuen Werkstoffmodells gegenüber dem Standardmodell vorgenommen werden. Das Standardmodell hat kein Bruchkriterium implementiert. Die einzelnen Bereiche des Standardmodells haben zusammengefasst den Folgenden kontinuumsmechanischen Aufbau:

- Elastizität: Isotrop linear elastisch
- Plastizität: von Mises
- Verfestigung: Tabellarisch
- Dehnratenverfestigung: Tabellarisch
- Bruch: Nicht vorhanden

Die Materialkarte für den Lower Stiffener wurde mit dem Impetus-Prozess erstellt, wie er in Kapitel 2.3.3 vorgestellt wurde.

Analog der Komponentenversuche muss für das VW-Modell den Elementen des Lower Stiffeners wieder die Orthotropierichtung vorgegeben werden. Dafür wird der gleiche Prozess wie bei den Komponentenversuchen verwendet.

Es sei an dieser Stelle noch einmal explizit darauf hingewiesen, dass das VW-Modell nur für den Lower Stiffener verwendet wird. Alle anderen Bauteile bleiben unverändert. Das Simulationsmodell ist in Abbildung 6.4 mit dem WG17-Beinimpaktor dargestellt.

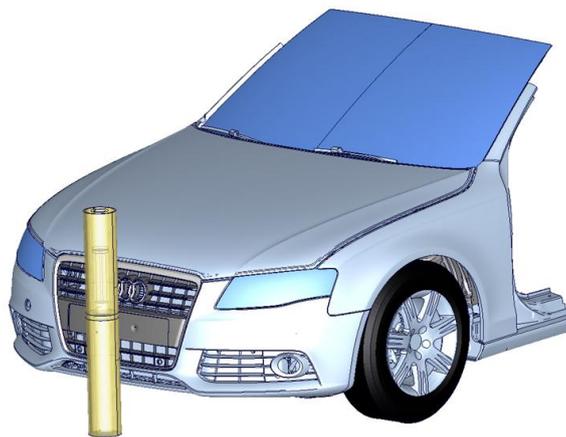


Abbildung 6.4: Simulationsmodell des Audi A6 mit dem WG17-Beinimpaktor

6.4 Vergleich zwischen Gesamtfahrzeugsimulation und -versuch

Im Folgenden werden die Versuchsergebnisse mit den Simulationsergebnissen des Standard- und des neuen VW-Modells verglichen. Zusätzlich wird das FGS-Bruchkriterium anhand der Versuchsergebnisse validiert. Als Erstes wird der Versuch mit dem WG17-Beinimpaktor betrachtet und anschließend der Versuch mit dem FlexPLI-Beinimpaktor.

6.4.1 Ergebnisse für den WG17-Beinimpaktor

In Abbildung 6.5 sind die Ergebnisse der Bewertungskriterien des WG17-Beinimpaktors des Versuches denen der Simulation mit dem Standardmodell und dem VW-Modell gegenübergestellt.

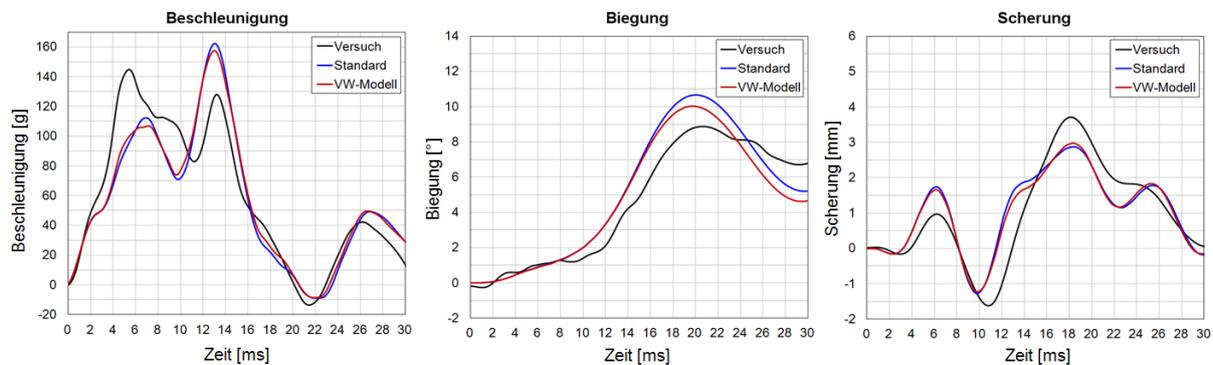


Abbildung 6.5: Vergleich zwischen Gesamtfahrzeugversuch, dem Simulationsmodell mit dem Standard- und dem VW-Modell für den WG17-Beinimpaktor

Die Kurvenverläufe in Abbildung 6.5 zeigen, dass ein genereller Unterschied zwischen den Simulations- und Versuchsergebnissen besteht. Der Vergleich zwischen dem Standard- und VW-Modell zeigt, dass der Unterschied zwischen den beiden Ergebnissen nicht allzu groß ist. Dies ist damit zu erklären, dass das VW-Modell nur für den Lower Stiffener verwendet wurde. Der Lower Stiffener hat wie Abbildung 5.2 zeigt je nach Zeitpunkt einen Einfluss auf die Gesamtfahrzeugsimulation von 10 – 20%. Wird nun das Werkstoffmodell des Lower Stiffeners eventuell auch in größerem Stil verändert, so wird der Einfluss der Änderung immer noch um den Faktor 0,1 – 0,2 abgeschwächt in Bezug auf die zu erwartenden Änderungen des Gesamtsystems. So erklärt sich der auf den ersten Blick geringe Einfluss des VW-Modells. Weiter zu klären ist, ob der Einfluss des Modells in die richtige Richtung geht. Dazu sind in Tabelle 6.1 die für den Fußgängerschutz relevanten Maximalwerte der Bewertungskriterien dargestellt.

	Versuch	VW-Modell	Standard
Beschleunigung [g]	144.8	157.6	162.2
Biegung [°]	8.9	10.0	10.7
Scherung [mm]	3.7	3.0	2.9

Tabelle 6.1: Vergleich der Bewertungskriterien des WG17-Beinimpaktors (Maxima)

Aus der Tabelle 6.1 geht hervor, dass für alle Bewertungskriterien die Ergebnisse der Simulation mit dem neuen VW-Modell näher an den Versuchsergebnissen liegen als die Ergebnisse der Simulation mit dem Standardmodell. Es sei angemerkt, dass bei der Beschleunigung der Maximalwert im Versuch am ersten Schwingungsmaximum anliegt und in der Simulation am Zweiten. Daher ist der Maximalwert, wie Tabelle 6.1 zeigt, zwar formal besser als beim Standardmodell, jedoch kann der Kurvenverlauf des Versuchs mit dem VW-Modell schlechter abgebildet werden. Bei der Biegung und Scherung hingegeben ist das VW-Modell näher an dem Versuch als das Standardmodell.

Nach dem Vergleich der Bewertungskriterien des WG17-Beinimpaktors wird das FGS-Bruchkriterium ausgewertet und mit dem Versuchsergebnis aus Abbildung 6.3 verglichen. Das Ergebnis ist in Abbildung 6.6 dargestellt.



Abbildung 6.6: Auswertung des FGS-Bruchkriteriums

Wie Abbildung 6.6 zeigt, kann das FGS-Bruchkriterium alle fünf Bereiche vorhersagen, an denen der Lower Stiffener im Versuch tatsächlich gebrochen ist. Bei den Auswertungen der Komponentenversuche wurde darauf hingewiesen, dass das FGS-Bruchkriterium den Bruch im Bereich des Auftreffpunkts des Impaktors und an den Anschraubpunkten nicht vorhersagen kann, da dort die numerische Modellierung nicht mit der Realität übereinstimmt. Diese Einschränkung muss man bei der Bewertung der Ergebnisse aus Abbildung 6.6 berücksichtigen. Jedoch sind die numerischen Randbedingungen in der Gesamtfahrzeugsimulation an den Bereichen unterschiedlich wie die in der Komponentensimulation. Am Auftreffpunkt des Impaktors trifft dieser zunächst den Stoßfängerüberzug (vgl. Abbildung 5.1) und anschließend den Lower Stiffener. Somit besteht keine direkte Verbindung zwischen Impaktor und Lower Stiffener und das Kontaktproblem aus den Komponentensimulationen unterscheidet sich somit von dem der Gesamtfahrzeugsimulationen, was aber keine Garantie gibt, dass es hier nicht auch vorhanden sein kann. Auch die Situation an den Anschraubpunkten unterscheidet sich von denen der Komponentensimulationen. In der Komponentensimulation waren die Anschraubpunkte mit Starrkörpern raumfest gelagert. In der Gesamtfahrzeugsimulation sind die Anschraubpunkte des Lower Stiffeners mit dem Frontend verbunden, das sich deformieren kann. Somit werden dort lokal keine überproportional großen Kräfte auftreten wie es in den Komponentensimulationen der Fall war.

Neben den zuvor diskutierenden Ergebnissen des FGS-Bruchkriteriums an den Bereichen der Anschraubpunkte und des Auftreffpunktes des Impaktors sagt das FGS-Bruchkriterium

auch den Bruch der Anlagerippen am Fuß der Rippen richtig vorher. Dieses Ergebnis unterstreicht das Fazit der Komponentenversuche, dass das FGS-Bruchkriterium die Lage des Bruchs im freien Kontinuum immer richtig vorhersagt.

6.4.2 Ergebnisse für den FlexPLI-Beinimpaktor

Für den FlexPLI-Beinimpaktor werden zunächst die Ergebnisse der Tibia-Momente betrachtet und anschließend die der Knieligamente. Es werden die Versuchsergebnisse den Simulationsergebnissen des Standard- und des neuen VW-Modells gegenübergestellt. In Abbildung 6.7 sind die Ergebnisse der Tibia-Momente dargestellt.

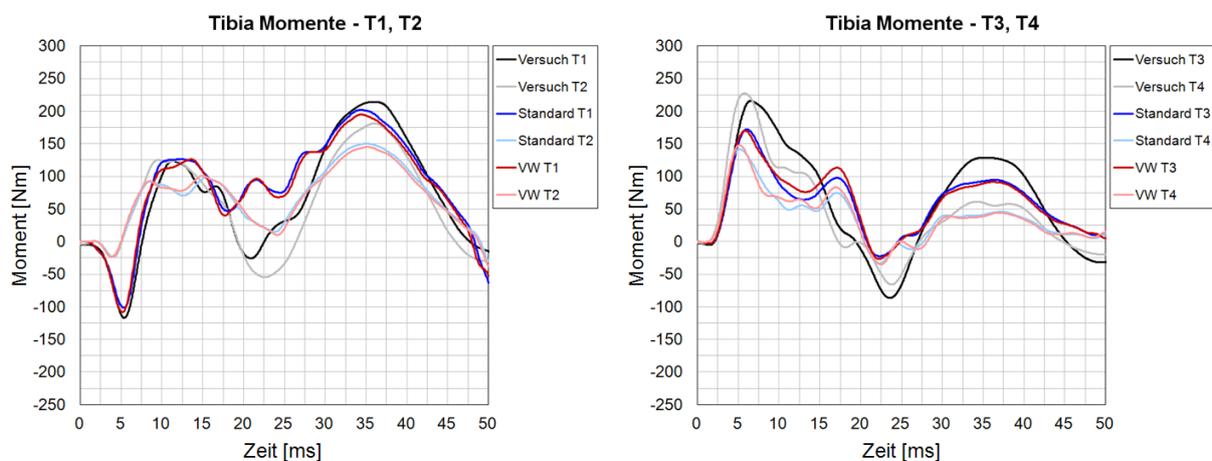


Abbildung 6.7: Vergleich der Tibia-Momente des neuen FlexPLI Beinimpaktor zwischen dem Versuch, der Standardsimulation und der Simulation mit dem neuen VW-Modell

Die Kurvenverläufe zeigen, dass mit dem Standardmodell die prinzipiellen Verläufe der Bewertungskriterien abgebildet werden können. Die Maxima und Minima der Verläufe kann das Standardsimulationsmodell jedoch nicht ausreichend gut auflösen. Der Vergleich zwischen dem Standardmodell und dem VW-Modell zeigt zunächst, dass der Unterschied zwischen beiden Simulationen nicht allzu groß ist. Dies ist analog der Ergebnisse des WG17-Beinimpaktors. Der Kurvenverlauf des VW-Modells liegt in großen Teilen unter dem des Standardmodells. Daher kann das VW-Modell die Schwingungsmaxima schlechter und die Schwingungsminima besser auflösen.

In Abbildung 6.8 sind die Ergebnisse der Knieligamente dargestellt.

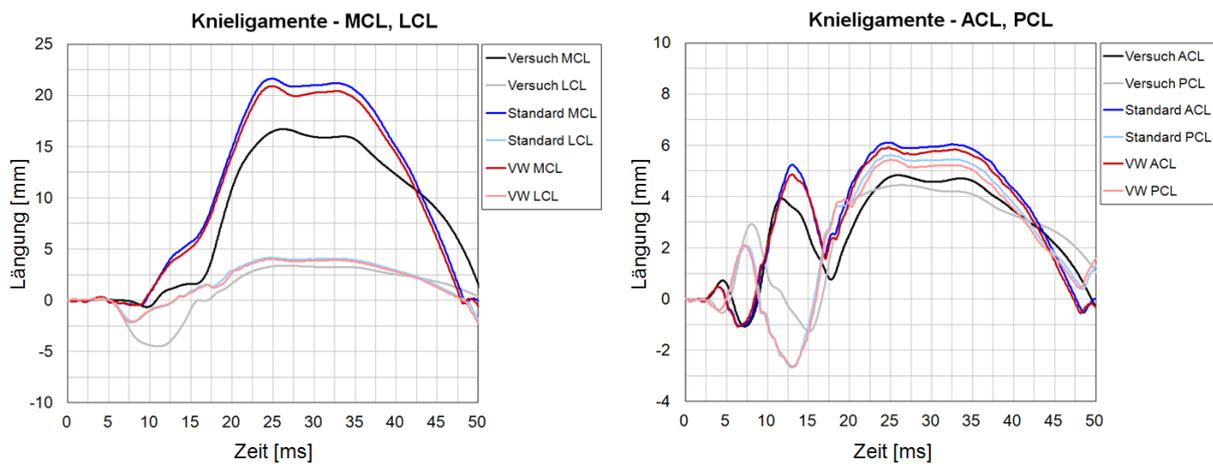


Abbildung 6.8: Vergleich der Knieligamente des neuen FlexPLI Beinimpaktor zwischen dem Versuch, der Standardsimulation und der Simulation mit dem neuen VW-Modell

Wie schon bei den Tibia-Momenten liegen auch bei den Knieligamenten die Kurven des VW-Modells unter den Verläufen des Standardmodells. Wie Abbildung 6.8 zeigt, kann das VW-Modell die Versuchsergebnisse besser abbilden als es das Standardmodell kann.

In Tabelle 6.2 sind abschließend die für die FGS-Bewertung relevanten Maximalwerte der acht Bewertungskriterien dargestellt.

	Versuch	VW-Modell	Standard
MCL [mm]	16.7	20.9	21.6
ACL [mm]	4.8	5.9	6.1
PCL [mm]	4.5	5.4	5.6
LCL [mm]	3.4	4.0	4.2
Tibia T1 [Nm]	214.0	194.7	201.8
Tibia T2 [Nm]	181.2	145.0	150.1
Tibia T3 [Nm]	215.7	170.0	172.3
Tibia T4 [Nm]	227.3	147.9	141.4

Tabelle 6.2: Vergleich der Bewertungskriterien des FlexPLI-Beinimpaktors (Maxima)

Aus der Tabelle 6.2 geht hervor, dass das Standardmodell drei der vier Tibia-Momente im Vergleich zu den Versuchsergebnissen besser abbilden kann, jedoch das VW-Modell bei einem der Tibia-Momente und allen vier Knieligamenten näher an den realen Versuchsergebnissen liegt.

6.5 Zusammenfassung der Ergebnisse auf Gesamtfahrzeugebene

Das Gesamtfahrzeug stellt die höchste Komplexitätsebene dar, in der das VW-Modell und das FGS-Bruchkriterium validiert werden. Für die Auslegung des Fußgängerschutzes ist dies die relevante Ebene, da mit den Gesamtfahrzeugversuchen und -simulationen neue Fahrzeuge homologiert und so auch bei Euro NCAP vorgestellt werden. Auf der Gesamtfahrzeugebene kann das SIMLab-Modell nicht validiert werden, da der Serien-Lower Stiffener des aktuellen Audi A6 aus PP LGF30 besteht und so keine Versuche für die Validierung vorhanden sind. Daher wird hier das VW-Modell als Werkstoffmodell für die faserverstärkten Kunststoffe in Kombination mit dem FGS-Bruchkriterium verwendet.

Es werden zwei Gesamtfahrzeugversuche für die Validierung ausgewählt. Für den einen Versuch wird der bisher gültige WG17-Beinimpaktor verwendet, für den anderen Versuch der bei Euro NCAP ab 2014 angewandte FlexPLI-Beinimpaktor. Beide Impaktoren werden auf die Fahrzeugmitte bei Y0 geschossen. Der Lower Stiffener bricht beim WG17-Versuch an mehreren Stellen. Beim FlexPLI-Versuch bricht der Lower Stiffener nicht.

Für die Simulation wird ein Gesamtfahrzeugsimulationsmodell verwendet, wie es in der Fußgängerschutzauslegung eingesetzt wird. Ausgehend vom Simulationsmodell wird der Lower Stiffener mit dem VW-Modell modelliert. Für die Simulation mit dem VW-Modell muss für jedes Element des Lower Stiffeners die Orthotropierichtung vorgegeben werden. Dies wird analog des Prozesses bei der Komponentensimulation bewerkstelligt.

Der Vergleich der Kurvenverläufe der Bewertungskriterien des WG17-Beinimpaktors zeigt, dass ein genereller Unterschied zwischen den Kurvenverläufen des Versuches und der Simulation besteht. Werden die beiden Simulationsergebnisse des VW-Modells und des Standardmodells verglichen, so zeigt sich, dass sich die Kurvenverläufe zwar unterscheiden, jedoch ist der Unterschied nicht allzu groß. Der Lower Stiffener hat einen Einfluss auf den Beinanprall abhängig vom Zeitpunkt zwischen 10 und 20%. Daher haben Änderungen des Werkstoffmodells, auch wenn sie lokal groß sind, auf das globale Gesamtsystem nur einen um den Faktor des Lower Stiffeners reduzierten Einfluss.

Die für die Auslegung des Fußgängerschutzes relevanten Maximalwerte der Bewertungskriterien sind beim VW-Modell näher an den Versuchsergebnissen als die Ergebnisse der Standardsimulation. Das FGS-Bruchkriterium kann alle beim Versuch eingetretenen Brüche mit einer sehr hohen Genauigkeit vorhersagen.

Bei den Ergebnissen mit dem FlexPLI-Beinimpaktor ergibt sich keine eindeutige Aussage über den Vergleich zwischen dem Standardmodell und dem VW-Modell. Bei drei der acht Bewertungskriterien des FlexPLI sind die Ergebnisse des Standardmodells näher an denen der Versuchsergebnisse. Die Simulation mit dem VW-Modell ist bei fünf der acht Bewertungskriterien näher an den Versuchsergebnissen als das Standardmodell.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit untersucht das mechanische Verhalten von unverstärkten und glasfaserverstärkten thermoplastischen Kunststoffen unter Crashlasten, wie sie in der automobilen Anwendung des Fußgängerschutzes vorliegen. Basis der Untersuchung ist das Fußgängerschutz-Funktionsbauteil „Lower Stiffener“ des aktuellen Audi A6. Durch grundlegende mechanische Untersuchungen soll die Werkstoffmodellierung für die Simulation soweit verbessert werden, dass auf kosten- und zeitintensive Versuche in Zukunft zugunsten von prognosefähigen Simulationen verzichtet werden kann. Dabei soll vor allem auch der Bauteilbruch analysiert werden, der in aktuellen Simulationsmodellen nicht oder nur unzureichend abgebildet ist.

Neben dem Fußgängerschutz-Gesetzesprüfkörper „WG17-Beinimpaktor“ wird auch der Einfluss auf den in 2014 bei Euro NCAP neu implementierten „FlexPLI-Impaktor“ untersucht.

Die Basis der Arbeit bildet eine umfangreiche Werkstoffcharakterisierung. Der untersuchte Kunststoff ist ein Polypropylen (PP). Um den Einfluss der Glasfasern bzw. des Faser-volumenanteiles zu untersuchen, werden neben dem unverstärkten PP auch ein zweiter Werkstoff mit 10 (PP LGF10) und ein dritter mit 30-Massenprozent (PP LGF30) Glasfasern untersucht. Der Matrixwerkstoff ist bei allen dreien identisch, lediglich der Faseranteil variiert. Den aus anderen wissenschaftlichen Arbeiten zu erwartenden hohen Dehnungen beim unverstärkten Kunststoff wird mit einer hochgenauen optischen Dehnungsmesstechnik Rechnung getragen. Mit den Versuchen wird das mechanische Verhalten der Werkstoffe in Bezug auf die Belastungsart (Zug, Druck, Schub), Belastungsgeschwindigkeit (Dehnraten-abhängigkeit) und die Richtungsabhängigkeit (Anisotropie) untersucht.

Alle drei Werkstoffe weisen eine deutliche Dehnratenverfestigung auf, wobei der prozentuale Einfluss mit steigendem Faseranteil abnimmt. Diese Beobachtung wird von der Annahme, dass die Fasern keine Dehnratenabhängigkeit haben und so mit steigendem Faseranteil die Dehnratenabhängigkeit abnimmt, unterstützt. Der unverstärkte Kunststoff weist keine Richtungsabhängigkeit auf. Er ist isotrop. Die faserverstärkten Kunststoffe zeigen eine deutliche Anisotropie, die mit steigendem Faseranteil zunimmt. Die Zunahme der Anisotropie verhält sich über dem Faseranteil nahezu linear. Die Ergebnisse der Werkstoffversuche sind bei allen drei Werkstoffen deutlich von der Belastungsart abhängig. Jedoch unterscheiden sich die Werkstoffe in der Reihenfolge der Spannungsniveaus. Beim unverstärkten Kunststoff liegt das niedrigste Spannungsniveau in Bezug auf die Fließgrenze beim Zug an. Danach kommt der Schub und mit großem Abstand der Druck. Bei den faserverstärkten Kunststoffen nimmt die Spannung unter Zugbelastung wegen des großen Einflusses der Fasern unter Zug stark zu. So liegen bei den faserverstärkten Kunststoffen die niedrigsten Spannungen im Schub an. Das Spannungsniveau steigt über den Zug hin zum Druck an.

Einen großen Unterschied weisen die drei Werkstoffe beim Versagen bzw. dem Bruch auf. Der unverstärkte Kunststoff kann im quasistatischen Fall wahre Dehnungen von über 100% ohne Bruch erreichen, wohingegen das PP LGF10 bei rund 5% und das PP LGF30 bei 4% Dehnung versagt. Somit ist ein deutlicher Eigenschaftssprung zwischen dem Kunststoff mit 0% (unverstärkt) und dem mit 10%-Fasern in Bezug auf die Bruchdehnung im Zug- und Schublastfall zu verzeichnen. Geringe Faseranteile bewirken eine starke Versprödung des Kunststoffs. Von 10% zu 30%-Faseranteil ist der Abfall der Bruchdehnung moderat, was auf den höheren Faseranteil zurückzuführen ist.

Ausgehend von den Erkenntnissen der Experimente werden zwei Werkstoffmodelle ausgewählt, die alle relevanten Werkstoffeigenschaften abbilden können. Für die

unverstärkten thermoplastischen Kunststoffe wird das Werkstoffmodell der Forschergruppe SIMLab („SIMLab-Modell“) gewählt. Es kann sowohl die beobachtete Zug-Druck-Asymmetrie als auch die exponentielle Verfestigung bei hohen Dehnungen abbilden. Auch die beobachtete Dehnratenabhängigkeit ist im Modell enthalten. Für die beiden faserverstärkten Kunststoffe wird ein Modell der VW-Konzernforschung („VW-Modell“) gewählt, das von Dr. Lars Greve entwickelt wurde. Wegen der geringen Bruchdehnung der faserverstärkten Kunststoffe wird bei diesem Modell die exponentielle Verfestigung bei hohen Dehnungen vernachlässigt. Jedoch enthält das Modell sowohl im elastischen als auch im plastischen Teil einen anisotropen Ansatz, um die Richtungsabhängigkeit der faserverstärkten Werkstoffe abbilden zu können. Beide Werkstoffmodelle liegen als programmierte Unterprogramme sogenannte „User Materials“ für PAM-CRASH vor. Beide Modelle beinhalten noch kein Bruchkriterium, mit dem der Bruchort und -zeitpunkt vorhergesagt werden könnte.

Um Simulationen mit den neuen Modellen durchführen zu können, müssen die Parameter der neuen Werkstoffmodelle im Rahmen einer Parameteridentifikation berechnet werden. Dieser Schritt ist sehr wichtig, schlägt er doch die Brücke zwischen den theoretischen Werkstoffmodellen und einer möglichen industriellen Anwendung der Modelle. Dazu werden für das SIMLab- und das VW-Modell die Spannungs-Dehnungs-Beziehung für die eindimensionalen Spannungszustände Zug, Druck und Schub analytisch formuliert. Darauf aufbauend werden die Werkstoffparameter durch eine Optimierung zwischen Versuch und analytischer Werkstoffantwort identifiziert. Für die Optimierung wird ein Levenberg-Marquardt-Algorithmus verwendet. Mit einer Verifikation der Ergebnisse der Parameteridentifikation wird nachgewiesen, dass es sich bei dem berechneten Optimum um ein globales Optimum handelt und die Parameteridentifikation effizient ist.

Die neuen Werkstoffmodelle liegen als „User Materials“ für den expliziten FEM-Solver PAM-CRASH vor. Da dies eine der ersten Anwendungen der „User-Materials“ ist, muss deren Implementierung ausgiebig überprüft werden. Dafür werden Eielement-Simulationsmodelle aufgebaut, die mit den eindimensionalen Belastungen Zug, Druck und Schub beaufschlagt werden. Anschließend werden die resultierenden Spannungs-Dehnungskurven der Eielemente mit denen der analytisch berechneten aus der Parameteridentifikation verglichen. Der zu vernachlässigende Unterschied zwischen analytischen und numerischen Spannungs-Dehnungskurven verifiziert sowohl die Parameteridentifikation als auch die programmierten „User-Materials“.

Im Fußgängerschutz führt der unerwartete Bruch von Kunststoffbauteilen zu großen Problemen in der Entwicklung. Daher wird im Fußgängerschutz eine Strategie der konsequenten Bruchvermeidung verfolgt. Aus diesem Grund ist es in der Fußgängerschutz-Entwicklung weniger relevant, ob ein Bauteil tatsächlich bricht als vielmehr wie weit ein Bauteilbruch entfernt ist bzw. wie sicher das Bauteil gegen Bruch ist.

Daher wird ein Bruchmodell, das FGS-Bruchkriterium entwickelt, in dem eine Bruchwahrscheinlichkeit definiert ist, deren Skala von 0 bis 100% reicht. Auf Basis der Ergebnisse der Werkstoffversuche wird das FGS-Bruchkriterium definiert als der Quotient aus der maximalen Vergleichsdehnung eines Bauteils in der Simulation und einer gemessenen Vergleichsdehnung aus den Werkstoffversuchen. Zu Beginn einer Simulation sind die Bauteile unbelastet und damit das FGS-Bruchkriterium Null. Während der Simulation werden die Bauteile belastet, die Dehnung im Bauteil nimmt zu und so nimmt damit auch das Bruchkriterium zu. Um das neu definierte Bruchkriterium effizient auswerten zu können, werden drei Kategorien definiert, die sich gliedern in „Kein Bruch zu erwarten“, „Bruch möglich“ und „Bruch“. Für die Auswertung des Kriteriums werden die Kategorien mit den Farben grün, gelb und rot graphisch auf dem Bauteil dargestellt.

Die neuen Werkstoffmodelle werden im ersten Schritt mit Komponentenversuchen, bei denen nur ein Kunststoffbauteil isoliert belastet wird, validiert. Im Vergleich zum Werkstoffversuch steigt die Komplexität aufgrund der Bauteilgeometrie und Belastung an, da nicht mehr nur eindimensionale Spannungszustände wie bei den Werkstoffversuchen generiert werden. Bei einem Komponentenversuch hat das Werkstoffmodell des Bauteils den größten Einfluss. Bei den später folgenden Fahrzeugversuchen gibt es viele Einflussfaktoren wie z.B. die Verbindungstechnik, die das Ergebnis beeinflussen. Daher ist der Komponentenversuch eminent wichtig, um den Einfluss des Werkstoffmodells zu untersuchen.

Auf Basis der Auswertung der inneren Energie wurde das Bauteil „Lower Stiffener“ für die Komponentenversuche ausgewählt. Das SIMLab-Modell wird mit Bauteilen aus dem Werkstoff PP validiert. Für die Validierung des VW-Modells wird der Lower Stiffener aus PP LGF30 hergestellt. Als Versuchsanlage wird ein Prüfstand mit einem linear geführten Impaktor ausgewählt. Ziel ist es, den Lower Stiffener bei der ersten Versuchsreihe ohne Bruch und bei der zweiten Versuchsreihe bis zum Bauteilbruch zu belasten. Mit der ersten Versuchsreihe sollen die neuen Werkstoffmodelle, mit der Zweiten das FGS-Bruchkriterium validiert werden. Dementsprechend wird die Anfangsgeschwindigkeit des Impaktors gewählt. Hinter dem Impaktor wird eine Kraftmessdose installiert, mit deren Hilfe Versuch und Simulation verglichen werden. Um die Versuchsstreuung bewerten zu können, werden von jeder Versuchsart drei Versuche durchgeführt.

Die Simulationsmodelle werden analog zum Versuchsaufbau modelliert. Um das VW-Modell für die Bauteilsimulation verwenden zu können muss die Orthotropierichtung des Werkstoffes vorgegeben werden. Die lokale Orthotropie des Werkstoffes wird durch die Faserorientierung im Bauteil, die sich bei der Bauteilherstellung im Spritzgießverfahren ergibt, definiert. Um diese lokale Orthotropierichtung von der Spritzgießsimulation auf die Komponentensimulation zu übertragen, werden nacheinander eine Hauptachsentransformation und ein Mapping durchgeführt. Durch einen Vergleich mit den Ausgangsdaten wird der Prozess qualitativ verifiziert.

Der Vergleich zwischen Komponentenversuch und -simulation anhand der Kraftverläufe zeigt, dass sowohl beim SIMLab-Modell als auch beim VW-Modell die Versuchsergebnisse sehr gut wiedergegeben werden können. Bei den schnelleren Versuchen brechen die Lower Stiffener. Das FGS-Bruchkriterium funktioniert bei der Auswertung sehr gut. Lediglich am Auftreffpunkt zwischen Lower Stiffener und Impaktor und an den Anschraubpunkten des Lower Stiffeners zeigt das FGS-Bruchkriterium Werte an, die nicht mit der Realität übereinstimmen. Diese Bereiche sind wegen ihrer numerischen Modellierung als kritisch zu betrachten und sollten bei der Auswertung nicht berücksichtigt werden. Im freien Kontinuum kann das FGS-Bruchkriterium sowohl den Ort als auch die Zeit des Bruchbeginns sehr gut vorhersagen.

Das Ziel der Komponentenversuche für diese Arbeit war es, die Werkstoffmodelle auf Bauteilebene zu validieren. Als Nebeneffekt wurde auch das dynamische Bauteilverhalten des Lower Stiffeners unter Fußgängerschutz-Randbedingungen eingehend untersucht. Die Erkenntnisse sind für die Fußgängerschutz-Entwicklung sehr wichtig. Mit den Erkenntnissen können Bauteileigenschaften in Lastenheften detaillierter definiert werden, Bauteile können schon vor Fahrzeugversuchen anhand von Komponentenversuchen für den Fußgängerschutz bewertet werden und die funktionale Bauteilqualität kann beim Übergang von Prototypenteilen hin zu Serienteilen besser überwacht werden. Somit stellt der Komponentenversuch großes Potenzial zur Verbesserung der Fußgängerschutz-Entwicklung dar und sollte in zukünftigen Forschungsarbeiten, die es zum Ziel haben, den Fußgängerschutz zu verbessern, weiter untersucht werden.

Abschließend werden die neuen Werkstoffmodelle anhand von Fahrzeugversuchen validiert. Dazu wird je ein Gesamtfahrzeugversuch mit dem WG17-Beinimpaktor und mit dem neuen FlexPLI-Beinimpaktor betrachtet. Da der unverstärkte Kunststoff aus dem faserverstärkten Serienwerkstoff abgeleitet wurde, gibt es kein Serienbauteil und damit auch keine Referenz-Fahrzeugversuche, mit denen die Simulation verglichen werden könnte. Dieser Kompromiss muss eingegangen werden, um bei den Werkstoffversuchen den Einfluss des Faseranteiles untersuchen zu können. Der Serienwerkstoff des Lower Stiffeners ist der zuvor untersuchte Werkstoff PP LGF30. Daher wird auf Fahrzeugebene dieser Werkstoff weiter untersucht. Dafür wird jeweils der Versuch mit einer Simulation des Standard- und des neuen Werkstoffmodells verglichen.

Die Ergebnisse der Simulation des WG17-Beinimpaktorversuches zeigen, dass das VW-Modell bei den Bewertungskriterien des Beinimpaktors die Versuchsergebnisse besser abbilden kann als das Standardmodell. Auch kann das FGS-Bruchkriterium den Bruchort des Lower Stiffeners sehr genau vorhersagen. Beim FlexPLI-Versuch ist das Ergebnis nicht eindeutig. Das VW-Modell kann im Vergleich zum Standardmodell fünf der acht Bewertungskriterien besser wiedergeben. Beim FlexPLI-Versuch ist der Lower Stiffener nicht gebrochen.

Abschließend ist festzuhalten, dass die neuen Werkstoffmodelle auf Basis der umfassenden Werkstoffcharakterisierung und Parameteridentifikation eine in den Komponenten- und Fahrzeugversuchen deutliche Verbesserung der Simulationsergebnisse im Vergleich zu den heute als Standard verwendeten Werkstoffmodellen zeigen. Das neu definierte FGS-Bruchkriterium hat sowohl auf Komponenten- als auch auf Gesamtfahrzeugebene eine hohe Prognosegüte gezeigt und wird die Fußgängerschutz-Entwicklung in Zukunft deutlich unterstützen.

Als Empfehlung sollten sich zukünftige Forschungsarbeiten auf dem Gebiet des Crash- und Bruchverhaltens von Kunststoffen im Fußgängerschutz mit der Weiterentwicklung der Komponentenversuche als Auslegungswerkzeug für die Fußgängerschutz-Entwicklung und eine weitere Ausarbeitung des FGS-Bruchkriteriums befassen.

9 Literaturverzeichnis

- [1] Altenbach, J.; Altenbach, H.: Einführung in die Kontinuumsmechanik. Stuttgart: Teubner, 1994.
- [2] Anand, L.: A constitutive model for compressible elastomeric solids. Computational Mechanics, 18 5 (1996) S. 339-355.
- [3] Anderson, T.L.: Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications. Boca Raton: CRC Press, 2005.
- [4] Arcan, M.; Hashin, Z.; Voloshin, A.: A Method to Produce Uniform Plane-stress States with Application to Fiber-reinforced Materials. Experimental Mechanics, 37 4 (1978) S. 460-468.
- [5] Ashby, M.; Jones, D.: Engineering materials 2, 3rd Edition. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2006.
- [6] Askeland, D.R.: Materialwissenschaften: Grundlagen, Übungen, Lösungen. Berlin: Spektrum Akademischer Verlag Heidelberg, 1996.
- [7] Assaker, R.: DIGIMAT multi-scale modeling: The technology & software tool for a predictive development of plastic parts. Tagung kunststoffe + SIMULATION, Stuttgart, 2008.
- [8] Automobiltechnische Zeitschrift (ATZ extra): Der neue Audi A6. 2011.
- [9] Baier, H.: Faserverbundwerkstoffe. Vorlesungsskript, Technische Universität München, 2008.
- [10] Baier, H.: Multidisciplinary Design Optimization. Vorlesungsskript, Technische Universität München, 2008.
- [11] Baur, E.; Brinkmann, S.; Osswald, T.A.; Schmachtenberg, E: Saechtling Kunststoff Taschenbuch. 30. Auflage. München: Hanser. 2007.
- [12] Becker, F.: Entwicklung einer Beschreibungsmethodik für das mechanische Verhalten unverstärkter Thermoplaste bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten. Dissertation, Universität Halle, 2009.
- [13] Betten, J.: Kontinuumsmechanik: Elastisches und inelastisches Verhalten isotroper und anisotroper Stoffe. 2. Aufl. Berlin: Springer, 2001.
- [14] Betten, J.: Tensorrechnung für Ingenieure. Stuttgart: Vieweg+Teubner Verlag, 1987.
- [15] Boyce, M.C.; Socrates, S.; Llana, P.G.: Constitutive model for the finite deformation stress-strain behavior of poly(ethylene terephthalate) above the glass transition. Polymer, 41 6 (2000) S. 2183-2201.
- [16] Cowper, G.R.; Symonds, P.S.: Strain-Hardening and Strain-Rate Effects in the Impact Loading of Cantilever Beams. Brown University, Applied Mathematic Report No. 28. 1958.

- [17] Delhay, V.: Behaviour and modelling of polymer for crash applications. Doctoral Thesis, Norwegian University of Science and Technology, 2010.
- [18] Drucker, D.; Prager, W.: Soil mechanics and plastic analysis or limit design. Quarterly of Applied Mathematics, 10 2 (1952) S.157-165.
- [19] Ehrenstein, G.W.: Faserverbund-Kunststoffe. Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften, 2. Auflage. München: Hanser, 2006.
- [20] Ehrlenspiel, K.; Kiewert, A.; Lindemann, U.: Kostengünstig Entwickeln und Konstruieren: Kostenmanagement bei der integrierten Produktentwicklung. Heidelberg: Springer. 2005.
- [21] European New Car Assessment Programme (Euro NCAP): Pedestrian Testing Protocol. Version 6.2.1, Februar 2013.
- [22] European New Car Assessment Programme (Euro NCAP): Pedestrian Testing Protocol. Version 7.0, März 2013.
- [23] European New Car Assessment Programme (Euro NCAP): Assessment Protocol - Pedestrian Protection. Version 6.0, Februar 2012.
- [24] European New Car Assessment Programme (Euro NCAP): Assessment Protocol - Pedestrian Protection. Version 7.0, Februar 2013.
- [25] European Commission: Regulation (EC) No 631/2009 laying down detailed rules for the implementation of Annex I to Regulation (EC) No 78/2009 of the European Parliament, 2009.
- [26] European Parliament: Regulation (EC) No 78/2009 on the type-approval of motor vehicles with regard to the protection of pedestrian and other vulnerable road users, 2009.
- [27] Folgar, F.P.; Tucker, C.L.: Orientation Behavior of Fibers in Concentrated Suspensions. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 3 (1984) S. 98-119.
- [28] Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT): Verbesserung der Crashsimulation von Kunststoffbauteilen durch Einbinden von Morphologiedaten aus der Spritzgießsimulation. FAT Schriftenreihe 236, 2011.
- [29] Glaser, S.: Integrated simulation of crash-loaded fibre-reinforced thermo-plastic parts. EuroPam 2008, Prag, 2008.
- [30] Greve, L.: Ein modulares Materialmodell für die werkstoffübergreifende Bewertung von Deformations- und Bruchvorgängen. VDI-Berichte/VDI-Tagungsbände: SIMVEC Berechnung und Simulation im Fahrzeugbau 2012 (2012) S. 723-732.
- [31] Groche, P.: Bruchkriterien für die Blechumformung. Dissertation, Universität Hannover, 1991.
- [32] G`Sell, C.; Hiver, J.M.; Dahoun, A.: Experimental characterization of deformation damage in solid polymers under tension, and its interrelation with necking. International Journal of Solids and Structures 39 (2002) S.3857-3872.

- [33] Gurson, A.: Continuum theory of void nucleation and growth: Part 1. Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials Technology* 38 (1977) S.2033-2053.
- [34] Halpin, J.C.; Kardos J.L.: Halpin-Tsai equations: A review. *Polymer Engineering and Science*, 16 5 (1976) S.344-352.
- [35] Haufe, A.: Strategien zu Parameteridentifikation komplexer Materialmodelle für die Crashberechnung. *Tagung kunststoffe + SIMULATION*, München, 2010.
- [36] Hovden, T.M.: Tests and numerical simulations of polymer components. *Diplomarbeit*, Norwegian University of Science and Technology, 2010.
- [37] Hill, R.: *The mathematical theory of plasticity*. Oxford: At the university press, 1950.
- [38] Johnson, G.; Cook, W.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, 7 (1983) S.541-547.
- [39] Jones, F.: *Handbook of Polymer-Fibre Composites*. Essex: Longman Scientific & Technical. 1994.
- [40] Junginger, M.: *Charakterisierung und Modellierung unverstärkter thermoplastischer Kunststoffe zur numerischen Simulation von Crashvorgängen*. Freiburg: Fraunhofer Institut für Kurzzeitdynamik, Ernst-Mach-Institut, 2002.
- [41] Kolling, S.; Haufe, A.; Feucht, M.; Du Bois, P.A.: *SAMP-1: A Semi-Analytical Model for the Simulation of Polymers*. *LS-DYNA Anwenderforum*, Bamberg, 2005.
- [42] König, L.: *Beitrag zur Ermittlung des dehnratenabhängigen Werkstoffverhaltens im servohydraulischen Schnellzerreiversuch*. *Dissertation*, Universität der Bundeswehr München, 2006.
- [43] Konosu, A.; Tanahashi, M.: Development of a Biofidelic Flexible Pedestrian Legform Impactor. *Stapp Car Crash Journal* 47 (2003) S. 459-472.
- [44] Konosu, A.; Ishikawa, H.; Tanahashi, M.: Reconsideration of injury criteria for pedestrian subsystem legform test - problems of rigid legform impactor. *17th ESV Conference*, Amsterdam, 2001.
- [45] Koukal, A.; Baier, H.; Clausen, A.H.; Seibert, D.: Influence of the fibre content on the mechanical behaviour of polymers for pedestrian protection. *3rd International Conference on Impact Loading of Lightweight Structures*, Valenciennes, 2011.
- [46] Krivachy, R.: *Charakterisierung und Modellierung kurzfaserverstärkter thermoplastischer Kunststoffe zur numerischen Simulation von Crashvorgängen*. Freiburg: Fraunhofer Institut für Kurzzeitdynamik, Ernst-Mach-Institut, 2007.
- [47] Kühn, M.; Fröming, R.; Schindler, V.: *Fahrzeuggestaltung und Fußgängerschutz*. Berlin: Springer. 2006.
- [48] Lemaitre, J., Chaboche, J.-L.: *Mechanics of solid materials*. Cambridge: University Press, 1990.

- [49] Luijckx, R.: Kunststoffmaterialien in der Funktionsauslegung bei der Audi AG. 4a Technologietag, Schladming, 2010.
- [50] Menges, G.; Haberstroh, E.; Michaeli, W.: Werkstoffkunde Kunststoffe. München: Hanser, 2002.
- [51] Michaeli, W.: Einführung in die Kunststoffverarbeitung. 5. Auflage. München: Hanser. 2006.
- [52] Mises, R. von: Mechanik der festen Körper im plastischen-deformablen Zustand. Nachrichten von der Königlichen Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen. Mathematisch-physikalische Klasse (1913) S. 582-592.
- [53] Moré, J.: The Levenberg-Marquardt Algorithm: Implementation and Theory. Lecture Notes Mathematic 630 (1978) S.105-116.
- [54] N.N.: ARAMIS - Benutzerhandbuch Software: ARAMIS v6.1 und höher. Braunschweig: Gesellschaft für Optische Messtechnik. 2009.
- [55] N.N.: Betriebsanleitung 4a Impetus Pendelprüfsystem. 2009.
- [56] N.N.: CAMPUS. Computer Aided Material Preselection by Uniform Standards. www.campusplastics.com, 2013.
- [57] N.N.: ESI Group: VPS 2011 Solver Reference Manual. 2011.
- [58] N.N.: MATLAB R2011a. 2011.
- [59] N.N.: Moldflow Schulungsunterlagen. 2010.
- [60] Norm ASTM D 638: Standard Test for Tensile Properties of Plastics. November 1990.
- [61] Norm ASTM D 695 M - 89: Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics (Metric). November 1990.
- [62] Norm DIN 7728-1: Kunststoffe - Kennbuchstaben und Kurzzeichen für Polymere und ihre besonderen Eigenschaften. Januar 1988.
- [63] Norm DIN 7728-2: Kunststoffe - Kurzzeichen für verstärkte Kunststoffe. März 1980.
- [64] Norm DIN EN ISO 2818: Kunststoffe – Herstellung von Probekörpern durch mechanische Bearbeitung. Dezember 1996.
- [65] Norm DIN EN ISO 527-1: Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften. Teil 1: Allgemeine Grundsätze. Februar 1996.
- [66] Norm DIN EN ISO 604: Kunststoffe – Bestimmung von Druckeigenschaften. Dezember 1996.
- [67] Polanco-Loria, M.; Clausen, A.H.; Berstad, T.; Hopperstad, O.S.: Constitutive model for thermoplastics with structural applications. International Journal of Impact Engineering 37 12 (2010) S. 1207-1219.

- [68] Raghava, R.; Caddell, R.M.; Yeh G.S.Y.: The macroscopic yield behaviour of polymers. *Journal of Materials Science*, 8 2 (1973) S. 225-232.
- [69] Rousselier, G.: Ductile fracture models and their potential on local approach of fracture. *Nuclear engineering and design*, 105 (1987) S.97-111.
- [70] Schmitt, K.: Validierung von Crashsimulationen im Fußgängerschutz anhand von Komponentenversuchen. Masterarbeit, Hochschule Ingolstadt, 2012.
- [71] Seibert, D.; Koukal, A.: Pedestrian protection and its implications on front-ends. *International Conference Automotive Front-End 2011*, Wiesbaden.
- [72] Seibert, D.; Schöche, N.: Direct Comparison Of Some Recent Rubber Elasticity Models. *Rubber Chemistry Technology*, 73 (2000) S. 366–384.
- [73] Tandon, G.P.; Weng, G.T.: The effect of aspect ratio of inclusions on the elastic properties of unidirectionally aligned composites. *Polymer Composites*, 5 4 (1984) S. 327-333.
- [74] Teichmann, C.: Parameteridentifikation komplexer Werkstoffmodelle für die Crashsimulation. Masterarbeit, Universität Siegen, 2011.
- [75] UN/ECE/WP29/GRSP/INF-GR-PS/Flex.TEG: Flex PLI GTR User Manual. 2011. (URL: www.unece.org/fileadmin/DAM/trans/doc/2012/wp29grsp/GTR9-3-04.pdf)
- [76] Wall, W.A.: Nichtlineare Kontinuumsmechanik. Vorlesungsskript, Technische Universität München, 2007.