Andreas Maier

Endlosfaserverstärkte Verbundstrukturen für fortschrittliche Skelettbauweise im Automobilbau

Wissenschaftliche Schriftenreihe
Schlüsseltechnologie LEICHTBAU

Band 6

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h. c. Dr. h. c. Prof.
Lothar Kroll (Hrsg.)

Andreas Maier

Endlosfaserverstärkte Verbundstrukturen für fortschrittliche Skelettbauweise im Automobilbau

TECHNISCHE UNIVERSITÄT
CHEMNITZ

Universitätsverlag Chemnitz
2022

Impressum

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Angaben sind im Internet über https://www.dnb.de abrufbar.



Das Werk – ausgenommen Zitate, Cover, Logo TU Chemnitz und Bildmaterial im Text – steht unter der Creative-Commons-Lizenz Namensnennung 4.0 International (CC BY 4.0)
https://creativecommons.org/licences/by/4.0/deed.de

Titelgrafik: Andreas Maier
Satz/Layout: Andreas Maier

Technische Universität Chemnitz/Universitätsbibliothek
Universitätsverlag Chemnitz
09107 Chemnitz
https://www.tu-chemnitz.de/ub/univerlag

Herstellung:
Bookwire GmbH Frankfurt am Main

Print on Demand
Gedruckt auf FSC-zertifiziertem Papier

ISSN 2750-4441 (print) – ISSN 2750-445X (online)

ISBN 978-3-96100-173-6

https://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:bsz:ch1-qucosa2-804868

Endlosfaserverstärkte Verbundstrukturen für fortschrittliche Skelettbauweise im Automobilbau

von der Fakultät für Maschinenbau der
Technischen Universität Chemnitz

genehmigte

Dissertation
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur
(Dr.-Ing.)

vorgelegt

von Andreas Maier, M. Sc.
eingereicht am 22.07.2021

Gutachter:
Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h. c. Dr. h. c. Prof. Lothar Kroll
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas von Unwerth

Tag der Verteidigung: 13.05.2022

Bibliographische Beschreibung

Maier, Andreas

Endlosfaserverstärkte Verbundstrukturen für fortschrittliche Skelettbauweise im Automobilbau

Dissertation an der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Chemnitz, Institut für Strukturleichtbau, Chemnitz Mai 2022.

122 Seiten
86 Abbildungen
15 Tabellen
105 Literaturzitate

Referat

Die im Forschungsprojekt MAI Skelett erarbeitete Skelettbauweise konnte das Potential endlos, kohlenstofffaserverstärkter Thermoplastprofile aufzeigen. Um das gesamte wirtschaftliche Potential dieser Hybridbauweise nutzten zu können, bedarf es der weitergehenden Analyse des parallelen Einsatzes unterschiedlicher Verstärkungsfasern. In dieser Arbeit wird das Verhalten von Kohlenstofffaser-, Glasfaser- und deren Hybridprofilen mit einem Querschnitt von exemplarisch 10 mm x 10 mm unter den Hauptbelastungsarten betrachtet. Hierfür werden die Profile mechanisch charakterisiert und die Übertragbarkeit der Eigenschaften auf reale Bauteile am Beispiel des Windlaufs einer Fahrzeugkarosserie simulativ und experimentell überprüft. Zudem wird eine Materialauswahl, unter Nutzung von Optimierungsalgorithmen, in den Auslegungsworkflow der Skelettbauweise integriert. Diese werden zur Minimierung der Materialkosten bei Einhaltung der mechanischen Randbedingungen genutzt.

Schlagworte
Thermoplastischer Faser-Kunststoff-Verbund, Hybridwerkstoff, Experimentelle Prüfung, Optimierung

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Angestellter der BMW Group in enger Zusammenarbeit mit der Professur Strukturleichtbau und Kunststoffverarbeitung der Fakultät für Maschinenbau an der Technischen Universität Chemnitz.

Mein besonderer Dank gilt Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h. c. Dr. h. c. Prof. Lothar Kroll, Leiter der Professur Strukturleichtbau und Kunststoffverarbeitung, Direktor des Institutes für Strukturleichtbau und des An-Institutes CETEX der Technischen Universität Chemnitz, wissenschaftlicher Direktor der Hauptabteilung Leichtbau am Fraunhofer IWE sowie Sprecher des Cluster of Excellence MERGE für die Anregung zu dieser Arbeit, für die Betreuung und die Übernahme des Referates sowie die zahlreichen kritischen Diskussionen. Trotz seiner umfangreichen Verpflichtungen hatte er mich jederzeit unterstützt und ermöglichte diese Arbeit zusammen mit der BMW Group anzufertigen.

Für die Übernahme des Korreferates bedanke ich mich bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas von Unwerth, Leiter der Professur Alternative Fahrzeugantriebe der Technischen Universität Chemnitz.

Zudem möchte ich mich für den intensiven Gedankenaustausch mit den Kollegen der BMW Group sowie den wissenschaftlichen Mitarbeitern am Institut bedanken. Insbesondere bedanke ich mich bei Dr.-Ing. Daniel Heim, der mir von Beginn an fachlich und persönlich mit seiner Erfahrung zur Seite stand und mir zu jeder Zeit die Freiräume zur Bearbeitung des Projekts sowie der Erstellung der Arbeit sicherte. Zudem geht ein großer Dank an Herrn Norbert Schramm für die vielen hilfreichen wissenschaftlichen Gespräche und zahlreichen Diskussionen bei der Anfertigung der Dissertationsschrift.

Ein großer Dank gilt schließlich meiner Freundin für ihre Motivation und Geduld sowie der gesamten Familie für die immerwährende Unterstützung von Beginn an.

München, im Mai 2022 Andreas Maier

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis xi

Kurzzeichenverzeichnis xiii

Abbildungsverzeichnis xvii

Tabellenverzeichnis xxi

1 Einleitung und Motivation 1

2 Stand der Technik und Wissenschaft 3

2.1 Mechanik faserverstärkter Kunststoffe 3

2.2 Skelettbauweise 7

2.3 Materialauswahlverfahren 10

2.4 Optimierungsverfahren 15

3 Zielsetzung und Vorgehensweise 21

4 Betrachtete Materialien 25

4.1 Kohlenstofffaser 27

4.2 Glasfaser 28

4.3 Hybridsysteme 30

5 Charakterisierung endlosfaserverstärkter Thermoplastprofile 35

5.1 Schliffbildanalyse 35

5.2 Bestimmung des Fasergehaltes 37

5.3 Probenkonditionierung 39

5.4 Mechanische Prüfungen 40

5.4.1 Druckprüfung 40

5.4.2 Druck-Schub-Prüfung 44

5.4.3 4-Punkt-Biegeprüfung 48

5.5 Simulative Validierung 51

5.6 Gegenüberstellung der Ergebnisse 53

6 Bauteilauswahl und -optimierung 59

6.1 Methodische Auswahl zielführender Bauteile 59
6.1.1 Definition der Auswahlkriterien 59
6.1.2 Systematische Auswertung der Kriterien 70

6.2 Materialkostenoptimierung 73
6.2.1 Mechanische und wirtschaftliche Randbedingungen 73
6.2.2 Optimierungsstrategien 76

7 Experimentelle Validierung der Optimierung am Beispiel des Windlaufs 89

7.1 Bauteilherstellung 89

7.2 Mechanische Bauteilprüfungen 91
7.2.1 Quasistatische Stauchprüfung 91
7.2.2 Dynamische Stauchprüfung 95

7.3 Diskussion der Ergebnisse 99

8 Zusammenfassung und Ausblick 105

Literaturverzeichnis 109

Anlagenverzeichnis 115

Kurzzeichenverzeichnis

Abkürzungen

CF	Kohlenstofffaser
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CFRTP	Endlosfaserverstärkter Thermoplast (Continous Fiber Reinforced Thermpoplastic)
CST	Druck-Schub-Prüfung (Compression Shear Test)
FEM	Finite-Elemente-Methode
FF	Faserbruch (Fiber-Failure)
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FVG	Faservolumengehalt
FVTP	Faserverstärkter Thermoplast
GA	Genetischer Algorithmus (Genetic Algorithm)
GE	Evolutionärer Algorithmus (Genetic Evolution)
GF	Glasfaser
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
HCCF	Hydraulische Druckvorrichtung für Verbundwerkstoffe (Hydraulic Composites Compression Fixture)
HNS	Hauptnormalspannung
IFF	Zwischenfaserbruch (Inter-Fiber-Failure)
IIHS	Insurance Institute for Highway Safety
IR	Infrarot
KOS	Koordinatensystem
KTL	Kathodische Tauchlackierung
LBK	Leichtbaukosten
MFD	Methode der zulässigen Richtungen (Method of Feasible Directions)
MK	Materialkosten
MMD	Multi-Material-Design
NCAP	New Car Assessment Programme
NHTSA	National Highway Traffic Safety Administration
NVH	Geräusch, Vibration, Rauigkeit (Noise, Vibration, Harshness)
PA6	Polyamid 6
PEEQ	Äquivalent plastische Verzerrung
PAN	Polyacrylnitril
PP	Polypropylen
PSO	Partikelschwarmoptimierung (Particle Swarm Optimization)
REM	Rasterelektronenmikroskop
ROM	Mischungsregel (Rule of Mixture)
RTM	Harzinjektionsverfahren (Resin Transfer Molding)
TGA	Thermogravimetrische Analyse
TP-FKV	Thermoplastischer Faser-Kunststoff-Verbund

UD	Unidirektional

Lateinische Buchstaben

b	Breite der Probe
d_i	Scherspalt
$g_{j,i}$	Gewichtungsfaktor
h	Dicke der Probe
m	Masse
$m\%$	Massenprozent
n_e	Anzahl der Elemente
n_f	Anzahl Faktoren
n_l	Anzahl der Level
n_r	Versuchsaufwand
p	Inklinationsparameter
r	Pearson-Korrelation
s	Durchbiegung
s_o	Suchrichtung bei Methode der zulässigen Richtung
t	Zeit
A	Querschnittsfläche
C	Dämpfungsmatrix
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
G	Schubmodul
I	Flächenträgheitsmoment
K	Steifigkeitsmatrix
L	Auflagerabstand
M	Massenmatrix
M_A	Ashbyindex
R	Festigkeit
R_m	Zugfestigkeit bei Metall
S	Nachgiebigkeitsmatrix
U	Ort
$\dot{U}$	Geschwindigkeit
$\ddot{U}$	Beschleunigung
W_f	Fasermassegehalt
X_{GV}	Glühverlust

Griechische Buchstaben

α	Wärmeausdehungskoeffizient
α_o	Schrittweite bei Methode der zulässigen Richtung

α_{REF}	Referenzwinkel zur Berechnung des Uniformitätskennwerts
γ_{ij}	Schubdehnungskomponente
ε_i	Dehnungskomponente
λ	Eigenwert
λ_o	Größe der Population bei genetischem Algorithmus
μ	Größe der Startpopulation bei genetischem Algorithmus
ν_{ij}	Querkontraktionszahl
ρ	Dichte
σ_i	Normalspannungskomponente
σ_{cM}	Druckfestigkeit
σ_{fM}	Biegefestigkeit
τ_{ij}	Schubspannungskomponente
φ	Faservolumengehalt
Ω	Lösungsraum

Indizes

$1, \parallel$	Parallel zur Faserrichtung
$2, \perp$	Senkrecht zur Faserrichtung
$12, 21, \parallel\perp$	In-plane Schubrichtung
$13, 31, \parallel\perp$	In-plane Schubrichtung
$23, 32, \perp\perp$	Out-of-plane Schubrichtung

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1: Gezielter Einsatz von FKV in der Karosseriestruktur 1
Abbildung 2.1: Spannungen am Volumenelement eines unidirektionalen, endlosfaserverstärkten FKV [1] 3
Abbildung 2.2: Versagensbild in UD-FKV (in Anlehnung an [1]) 5
Abbildung 2.3: Transformierte Spannungen in Wirkebene (in Anlehnung an [6]) 6
Abbildung 2.4: Ausprägungen hybrider Werkstoffe (in Anlehnung an [10]) 7
Abbildung 2.5: Windlauf in Skelettbauweise 8
Abbildung 2.6: Auslegungsprozess von Bauteilen in Skelettbauweise (in Anlehnung an [16]) 9
Abbildung 2.7: Demonstratorbauteil für (a) MAI-Skelett und (b) MAI-Multiskelett 10
Abbildung 2.8: Exemplarische Materialauswahl nach Ashby (in Anlehnung an [20]) 11
Abbildung 2.9: Materialauswahlmethode des SLC (in Anlehnung an [23]) 12
Abbildung 2.10: Parameter- (a), Form- (b) und Topologieoptimierung (c) (in Anlehnung an [33]) 16
Abbildung 2.11: Optimierungsalgorithmen (in Anlehnung an [32]) 17
Abbildung 2.12: Ablauf eines evolutionären Algorithmus (in Anlehnung an [40]) 18
Abbildung 3.1: Aufbau der Arbeit 22
Abbildung 4.1: Technische Kunststoffe (in Anlehnung an [48]) 25
Abbildung 4.2: Schematischer Pultrusionsprozess (in Anlehnung an [52]) 26
Abbildung 4.3: Klassen der Kohlenstofffasern (in Anlehnung an [56]) 27
Abbildung 4.4: Herstellprozess Sigrafil-Kohlenstofffaser (in Anlehnung an [57]) 28
Abbildung 4.5: Klassen von Glasfasern (in Anlehnung an [60]) 29
Abbildung 4.6: Schematischer Prozess Düsenziehverfahren (in Anlehnung an [55]) 30
Abbildung 4.7: Hybridkonfigurationen zweier Fasertypen (in Anlehnung an [45]) 31
Abbildung 4.8: Schematische Spannungs-Dehnungs-Diagramme von (a) nicht hybriden, (b) hybriden und (c) pseudo duktilen FKVs (in Anlehnung an [45]) 32
Abbildung 5.1: Makro-, Mikro und Zwischenfaserporosität 36
Abbildung 5.2: Temperatur- und Massenverlauf der TGA 37
Abbildung 5.3: Sättigungsverlauf Konditionierung nach DIN EN ISO 1110 40
Abbildung 5.4: Versuchsaufbau der Druckprüfungen 41
Abbildung 5.5: Auswirkung der Konditionierung auf den 0° Druck-E-Modul 42
Abbildung 5.6: Auswirkung der Konditionierung auf die 0°-Druckfestigkeit 42
Abbildung 5.7: Versagensbild Druckprüfung PA6-CF im trockenen (a) und konditionierten Zustand (b) 43
Abbildung 5.8: Versuchsaufbau Druck-Schub-Prüfung (CST) 44
Abbildung 5.9: Geometrische Abmessungen CST-Vorrichtung 45
Abbildung 5.10: Temperatureinfluss auf Druck-Schub-Festigkeit in trockenem Zustand [74] 46
Abbildung 5.11: Temperatureinfluss auf Druck-Schub-Festigkeit in konditioniertem Zustand [74] 46

Abbildung 5.12: REM Aufnahmen der Bruchfläche von (a) PA6-CF ref. (b) PA6-CF (c) PA6-GF ref. (d) PA6-GF [74].....47
Abbildung 5.13: Versuchsaufbau 4-Punkt-Biegeprüfung 48
Abbildung 5.14: Auswirkung der Konditionierung auf die 0° Biegesteifigkeit 49
Abbildung 5.15: Auswirkung der Konditionierung auf die 0° Biegefestigkeit 50
Abbildung 5.16: (a) Druckdominiertes und (b) schubdominiertes Versagen bei 4-Punkt-Biegeprüfung 51
Abbildung 5.17: Simulationsmodell 4-Punkt-Biegung 51
Abbildung 5.18: Abgleich der Simulations- und Prüfdaten.....52
Abbildung 5.19: Mischungsregel der Biege- und Drucksteifigkeit 54
Abbildung 5.20: Idealisierte Spannungsverteilung in PA6-CF/GF unter (a) 0° Druck-, (b) Schub-, und (c) 0° Biegebelastung 55
Abbildung 5.21: Normierte, relative mechanische Kennwerte der untersuchten Materialien in trockenem Zustand mit PA6-CF als 100% Referenz 57
Abbildung 5.22: Normierte, relative mechanische Kennwerte der untersuchten Materialien in konditioniertem Zustand mit PA6-CF als 100% Referenz.....57
Abbildung 6.1: Kriterien zur Materialauswahl (in Anlehnung an [22,23,24,86]) 60
Abbildung 6.2: Überlagerung zweier Lastfälle zu einem neuen Lastfall 3 (in Anlehnung an [27]).....61
Abbildung 6.3: Datenstruktur der Methodik (in Anlehnung an [92]).....62
Abbildung 6.4: HNSF auf Elementebene (in Anlehnung an [92]) 64
Abbildung 6.5: Überlagerung zweier Lastfälle zu einem neuen Lastfall 3 (in Anlehnung an [92]).....64
Abbildung 6.6: Definitionsbereich des LUK 65
Abbildung 6.7: LUK auf Bauteilebene (in Anlehnung an [92]).....66
Abbildung 6.8: Gruppen unterschiedlicher Verformung (in Anlehnung an [92]) 67
Abbildung 6.9: Segmentierung anhand starker und schwacher Deformation am Beispiel der B-Säule 68
Abbildung 6.10: Normierte Festigkeit $MATBT$ (in Anlehnung an [92]).....69
Abbildung 6.11: Normierte Sensitivität $SENSBT$ (in Anlehnung an [92]).....70
Abbildung 6.12: Gesamtanalysewert KBT der berechneten Teile (in Anlehnung an [92]).72
Abbildung 6.13: Potenzielle Bauteile für Skelettbauweise 72
Abbildung 6.14: Potentialbetrachtung PA6-GF und PA6-CF/GF hinsichtlich LBK.....75
Abbildung 6.15: Optimierung einfacher und komplexer Bauteile in Skelettbauweise 76
Abbildung 6.16: (a) Dachdrücktest und (b) Ersatzversuch.....78
Abbildung 6.17: Alle 81 Varianten mit auf PA6-CF als 100% Referenz normierten Werten 78
Abbildung 6.18: Simulierte Varianten des Windlauf.....80
Abbildung 6.19: Optimierungsworkflow zur Materialauswahl.....82
Abbildung 6.20: Abstrahierte Schubstrebe mit Lagerung und Lastfällen.....84
Abbildung 6.21: Balkenelement.....85
Abbildung 6.22: Optimierungsverlauf 85

Abbildung 6.23: Exemplarischer Verlauf der Verschiebungs- und Stabilitätsrandbedingungen 86
Abbildung 6.24: Optimierte Schubstrebe 87
Abbildung 7.1: Windlauf des BMW iX in Skelettbauweise 89
Abbildung 7.2: Teilautomatisierte Fertigungszelle für Windläufe in Skelettbauweise 90
Abbildung 7.3: Vorserienstand des BMW iX Windlauf in Skelettbauweise 90
Abbildung 7.4: Prüfaufbau quasistatische Stauchprüfung 92
Abbildung 7.5: Exemplarischer Kraft-Weg Verlauf quasistatische Stauchprüfung PA6-GF 93
Abbildung 7.6: Ergebnisse quasistatische Stauchprüfung im konditionierten Zustand 93
Abbildung 7.7: Vergleich der optimierte FKV-Profilmaterialkonfiguration mit Referenz im konditionierten Zustand 94
Abbildung 7.8:Versagensbild quasistatische Stauchprüfung 94
Abbildung 7.9: Aufbau Euro NCAP Pfahlaufpralltest [90] 95
Abbildung 7.10: Prüfaufbau dynamische Stauchprüfung 96
Abbildung 7.11: Exemplarischer Kraft-Weg-Verlauf dynamische Stauchprüfung PA-CF 97
Abbildung 7.12: Maximalkraft dynamische Stauchprüfung 97
Abbildung 7.13: Mittlere Stauchkraft dynamische Stauchprüfung zwischen 20 mm und 80 mm Weg 98
Abbildung 7.14: Versagensbild dynamische Stauchprüfung 99
Abbildung 7.15: Abgleich Versuch-Simulation hinsichtlich Steifigkeit für quasistatische Stauchprüfung 100
Abbildung 7.16: Abgleich Versuch-Simulation hinsichtlich Maximalkraft für quasistatische Stauchprüfung 101
Abbildung 7.17: Abgleich (a) Versuch mit (b) Simulation des Versagensbilds der quasistatischen Stauchprüfung 101
Abbildung 7.18: Dynamisches Versagensverhalten bei Biegung mit exemplarischen Kraft-Weg-Kurven (in Anlehnung an [51]) 103

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: 3-Säulen Modell (in Anlehnung an [32]) 15
Tabelle 4.1: Eigenschaften PA6 und PP 26
Tabelle 4.2: Eigenschaften SIGRAFIL C T50-4.4/255-T140 laut Datenblatt 27
Tabelle 4.3: Eigenschaften E-Glasfaser 29
Tabelle 4.4: Theoretische Eigenschaften der betrachteten Materialien in trockenem Zustand bei einem Faservolumengehalt von 45% 33
Tabelle 4.5: Vor- und Nachteile der betrachteten Materialien 34
Tabelle 5.1: Schliffbildanalyse 35
Tabelle 5.2: Faservolumengehalt 38
Tabelle 6.1: Gewichtungsfaktoren zur Berechnung des Gesamtkennwertes KBT 71
Tabelle 6.2: Relative Kosten 74
Tabelle 6.3: Parameter [20] 74
Tabelle 6.4: Pearson Korrelation r und Signifikanz p 79
Tabelle 6.5: Mechanische Eingangsgrößen der Optimierung 83
Tabelle 6.6: Ergebnisse der Optimierung 86
Tabelle 7.1: Geprüfte Materialkombinationen des Windlaufs 91

1 Einleitung und Motivation

Im Zuge des Klimawandels gewinnt die Reduktion der Treibhausgasemissionen stetig an Bedeutung. Parallel ist aufgrund steigender Anforderungen seitens der Gesetzgebung und des Kunden in den letzten Jahren eine Gewichtsspirale hin zu höheren Fahrzeugmassen im Automobilbau zu beobachten. Diese Entwicklung muss zur effektiven Reduktion der CO_2-Emissionen gestoppt werden. Hohes Potential bieten hier, aufgrund sehr guter gewichtsspezifischer Eigenschaften, Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV). Zudem besitzen diese Werkstoffe anisotrope Eigenschaften, wodurch Bauteile lastpfadgerecht ausgelegt werden können. Die Werkstoffklasse fand im BMW i3 und i8 erstmals Einsatz in der Großserie. Hierbei wurde die sogenannte Life-Cell aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) gefertigt (vgl. Abbildung 1.1a). Sie basiert auf CFK-Schalenbauweise aus Gelegen und Geflechten, welche die Möglichkeit Lastpfade abzubilden nur bedingt nutzen, da aus wirtschaftlichen Gründen meist ein konstanter Laminataufbau der Endlosfaser über das gesamte Bauteil vorliegt. Dies verhindert eine gezielte lokale Anpassung auf die Belastung. Aus diesem Grund wurde CFK in Schalenbauweise im Carbon Core des BMW 7er nur bei Bauteilen verwendet, bei denen die spezifischen Eigenschaften aufgrund der Anforderungen bestmöglich genutzt werden können (Abbildung 1.1b).

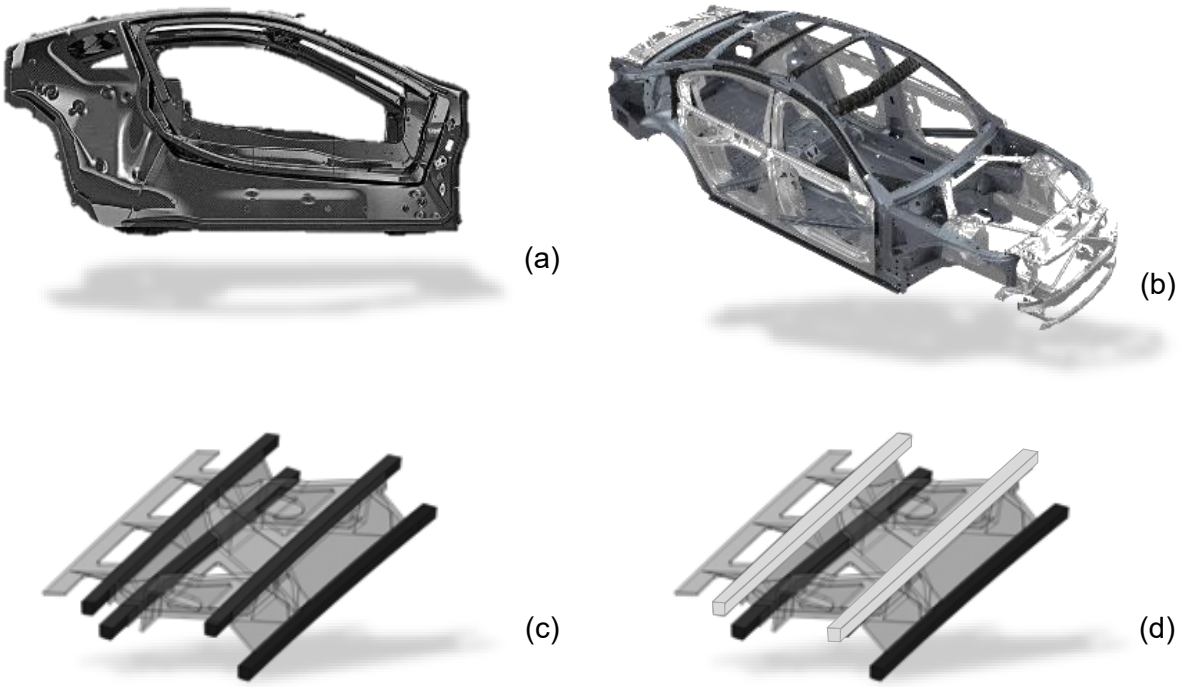


Abbildung 1.1: Gezielter Einsatz von FKV in der Karosseriestruktur

Das daraus entstehende Multi-Material-Design (MMD) aus CFK, Aluminium und Stahl resultiert in einer reduzierten Fahrzeugmasse bei gleichzeitig verbessertem Komfort und Fahrleistung. Um den Gedanken des gezielten Einsatzes von FKV weiterzuführen, wurde im MAI-Skelett Forschungsprojekt (2014-2015) eine neue Bauweise für kostengünstigen Leichtbau entwickelt. Basierend auf thermoplastischen Profilen werden ausschließlich die Lastpfade im Bauteil abgebildet und daraufhin mittels Spritzgusses zum fertigen Bauteil gefügt (Abbildung 1.1c). Die Bauweise, im Folgenden als Skelettbauweise bezeichnet, basiert im Gegensatz zu den duroplastischen Komponenten im i3 und dem Carbon Core auf thermoplastischen Matrixsystemen. Diese besitzen aufgrund der Produktionsprozesse Vorteile hinsichtlich ihrer Kosten gegenüber duroplastischen FKV. Zudem weisen sie Potentiale hinsichtlich der Schadenstoleranz, Schlagzähigkeit und Strukturintegrität auf. In Kombination mit dem Spritzgussverfahren können hohe Komplexitäten sowie eine hohe Funktionsdichte erzielt werden. Um diese Bauweise konsequent hinsichtlich des MMD weiterzuentwickeln und den nächsten Schritt zu kostengünstigem Leichtbau zu realisieren, bedarf es der Analyse und Beurteilung unterschiedlicher FKV-Materialien für den Einsatz in der Skelettbauweise (Abbildung 1.1d). Hierfür muss ein vertieftes Verständnis hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften als Grundlage zur Beurteilung des wirtschaftlichen Potentials aufgebaut werden.

2 Stand der Technik und Wissenschaft

2.1 Mechanik faserverstärkter Kunststoffe

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) zählen aufgrund ihrer Einzelkomponenten Faser und Matrix zur Gruppe der Hybridwerkstoffe. In einem unidirektional (UD) faserverstärkten Werkstoff liegt bereits bei einfacher uniaxialer Belastung ein komplexer Spannungszustand vor, wenn die Faser- und Belastungsrichtung nicht zusammenfallen. Um die in der Mechanik gebräuchliche Formulierung der Spannung nutzen zu können, wird der heterogene Verbundwerkstoff makromechanisch „homogenisiert“ betrachtet, wodurch der Werkstoff als homogenes Kontinuum aufgefasst wird. An einem infinitesimal kleinen Volumenelement wirken im Allgemeinen neun Spannungskomponenten: drei Normalspannungs- und sechs Schubspannungskomponenten. Diese sind in Abbildung 2.1 am Beispiel eines unidirektional endlosfaserverstärkten Werkstoffs dargestellt.

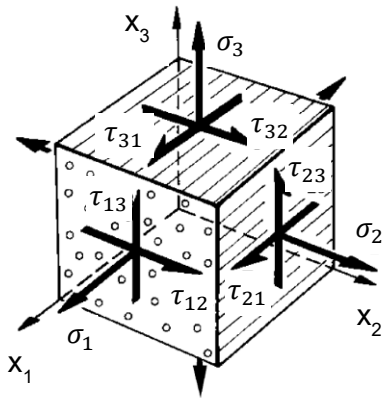


Abbildung 2.1: Spannungen am Volumenelement eines unidirektional endlosfaserverstärkten FKV im faserangepassten (x_1, x_2, x_3)-Koordinatensystem [1]

Die Spannungskomponenten σ_{ij} werden mit den entsprechenden Verzerrungskomponenten ε_{kl} über die Nachgiebigkeitsmatrix S_{ijkl} $(i,j,k,l = 1{,}2{,}3)$ verknüpft, zu deren Beschreibung 81 Konstanten benötigt werden. Das Stoffgesetz (sog. verallgemeinertes Hookesches Gesetz) kann unter der Annahme der klassischen Kontinuumsmechanik in pseudovektorieller Darstellung wie folgt angegeben werden:

$$\begin{bmatrix}\varepsilon_1\\ \varepsilon_2\\ \varepsilon_3\\ \gamma_{23}\\ \gamma_{31}\\ \gamma_{12}\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16}\\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26}\\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36}\\ S_{41} & S_{42} & S_{43} & S_{44} & S_{45} & S_{46}\\ S_{51} & S_{52} & S_{53} & S_{54} & S_{55} & S_{56}\\ S_{61} & S_{62} & S_{63} & S_{64} & S_{65} & S_{66}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\sigma_1\\ \sigma_2\\ \sigma_3\\ \tau_{23}\\ \tau_{31}\\ \tau_{12}\end{bmatrix}, \tag{2.1}$$

mit S_{ij} $(i,j = 1{,}2 \dots 6)$ als Nachgiebigkeitskomponenten.

Liegen Symmetrieebenen im Verbundwerkstoff vor, reduziert sich die Anzahl der unabhängigen Nachgiebigkeitskomponenten. Die „vollständige“ Anisotropie wird dabei als trikline Anisotropie bezeichnet. Da zur Bewahrung des Spannungsgleichgewichts die Schubspannungspaare immer denselben Betrag aufweisen, reduziert sich die Anzahl unabhängiger Spannungskomponenten auf sechs, deren Zusammenhang mit 36 Konstanten beschrieben werden kann. Über Energiebetrachtungen wurde nachgewiesen, dass die Nachgiebigkeitsmatrix [S] symmetrisch ist. Aus diesem Grund kann der Zusammenhang der sechs Spannungskennwerte über 21 unabhängige Konstanten hergestellt werden [1].

Existiert eine Symmetrieebene, wird von monokliner Anisotropie ausgegangen und es werden 13 Konstanten für das Stoffgesetz benötigt. Existieren zwei und damit drei orthogonale Symmetrieebenen, so gilt Orthotropie, die mit neun unabhängigen Konstanten beschrieben wird. Eine UD-Schicht stellt einen Sonderfall der Orthotropie dar, da eine Ebene senkrecht zur Faserrichtung mit „isotropen“ Kennwerten existiert. Aus diesem Grund gilt bei UD-Materialien die transversale Isotropie, welche durch folgende fünf unabhängige Kennwerte beschrieben wird:

$E_\parallel$: Faserparalleler E-Modul,

$E_\perp$: Fasersenkrechter E-Modul,

$G_{\perp\parallel}$: Intralaminarer Schubmodul,

$\nu_{\perp\parallel}$: In-plane Querkontraktionszahl,

$\nu_{\perp\perp}$: Out-of-plane Querkontraktionszahl.

Das verallgemeinerte Hookesche Gesetz reduziert sich hierfür auf [2]:

$$\begin{bmatrix}\varepsilon_1\\ \varepsilon_2\\ \varepsilon_3\\ \gamma_{23}\\ \gamma_{31}\\ \gamma_{12}\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}1/E_\parallel & -\nu_{\parallel\perp}/E_\perp & -\nu_{\parallel\perp}/E_\perp & 0 & 0 & 0\\ -\nu_{\perp\parallel}/E_\parallel & 1/E_\perp & -\nu_{\perp\perp}/E_\perp & 0 & 0 & 0\\ -\nu_{\perp\parallel}/E_\parallel & -\nu_{\perp\perp}/E_\perp & 1/E_\perp & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{\perp\perp} & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{\perp\parallel} & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{\perp\parallel}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\sigma_1\\ \sigma_2\\ \sigma_3\\ \tau_{23}\\ \tau_{31}\\ \tau_{12}\end{bmatrix}. \tag{2.2}$$

Im Allgemeinen kann bei der Betrachtung der Festigkeit von FKV zwischen Pauschalbruchkriterien, wie Tsai-Wu [3] oder Tsai-Hill Kriterium [4], und bruchtypbezogenen Versagenskritierien, wie dem Versagensmodell von Cuntze [5] oder Puck [6,7], unterschieden werden. Letztere sind im Unterschied zu pauschalen Bruchkritieren in der Lage das Versagen bruchtypabhängig zu bewerten. Die im Werkstoff auftretenden Spannungen werden dabei über die Versagensbedingungen mit den folgenden sechs Basisfestigkeiten unter uniaxialer Beanspruchung und reiner Schubbeanspruchung verknüpft, welche experimentell zu ermitteln sind:

$R_{\parallel}^{t}$: Faserparallele Zugfestigkeit,

$R_{\parallel}^{c}$: Faserparallele Druckfestigkeit,

$R_{\perp}^{t}$: Fasersenkrechte Zugfestigkeit,

$R_{\perp}^{c}$: Fasersenkrechte Druckfestigkeit,

$R_{\perp\perp}$: Out-of-plane Schubfestigkeit,

$R_{\perp\parallel}^{t}$: In-plane Schubfestigkeit.

Zur Beurteilung der Festigkeit von FKV müssen die mechanischen Spannungen mithilfe mathematischer Kriterien analysiert werden. Im Allgemeinen tritt Versagen auf, wenn folgende Bedingung erfüllt ist:

$$F(\sigma_j, R_j) = 1, \tag{2.3}$$

wobei σ_j die Komponenten des Spannungsvektors bezeichnet, welche zum Versagen führen und R_j die Basisfestigkeiten. Typische Versagensbilder, welche bei Belastung durch die sechs unabhängigen Spannungskomponenten in einem UD-FKV auftreten, sind in Abbildung 2.2 dargestellt.

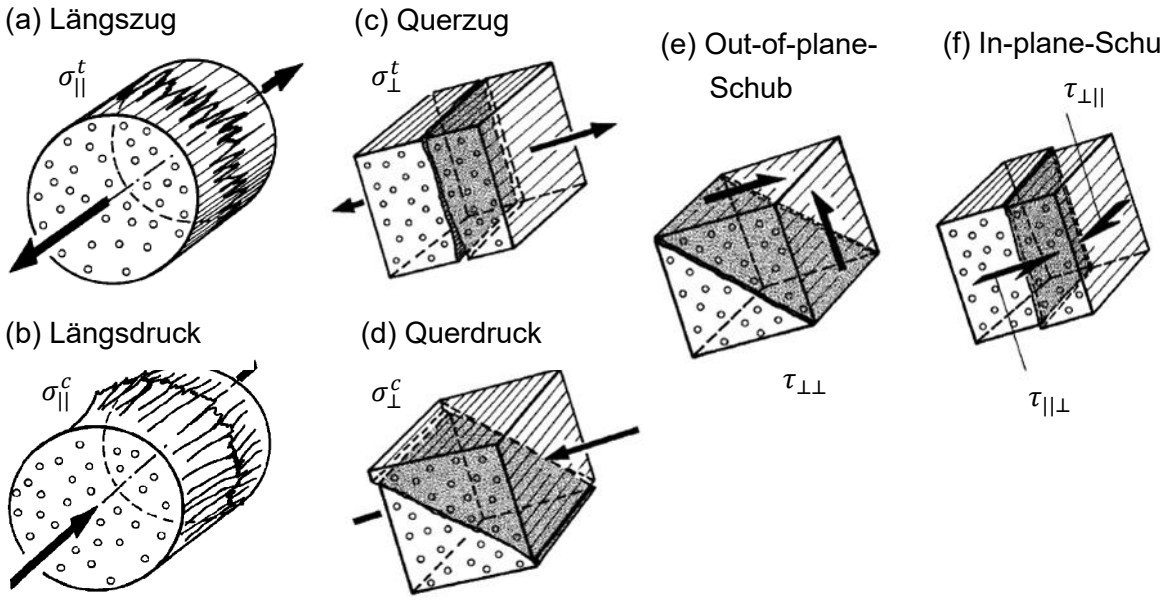


Abbildung 2.2: Versagensbilder in UD-FKV (in Anlehnung an [1])

Grundsätzlich kann zwischen dem Versagen der Faser (Faserbruch (FF)) und dem Versagen zwischen diesen (Zwischenfaserbruch (IFF)) unterschieden werden. Dabei tritt Faserbruch bei sehr hohen faserparallelen Beanspruchungen auf. Zwischenfaserbruch tritt innerhalb der Matrix als kohäsiver Bruch und/oder an der Faser-Matrix Grenzfläche adhäsiv auf. Ein kohäsiver Bruch ist zu bevorzugen, da somit die gesamte Festigkeit des Matrixwerkstoffs genutzt werden kann und keine Schwachstelle hinsichtlich der Anbindung der Matrix an die Faser vorliegt.

Zur Bewertung dickwandiger FKV-Strukturen, unter welche auch die Profile der untersuchten Skelettbauweise fallen, eignen sich wirkebenenbezogene Bruchkritieren. Basierend auf der Beschreibung der Spannungszustände durch Mohr [8], wonach das Versagen durch die Spannung in der Bruchebene bestimmt wird, werden die Spannungszustände in den entsprechenden Ebenen des Materials miteinbezogen [9].
Konsequenterweise baut das Puck Kriterium im dreidimenisonalen Fall auf den Spannungen σ_n, $\tau_{n\Psi}$ auf, die in einer faserparallelen Wirkebene im UD-FKV auftreten (s. Abbildung 2.3).

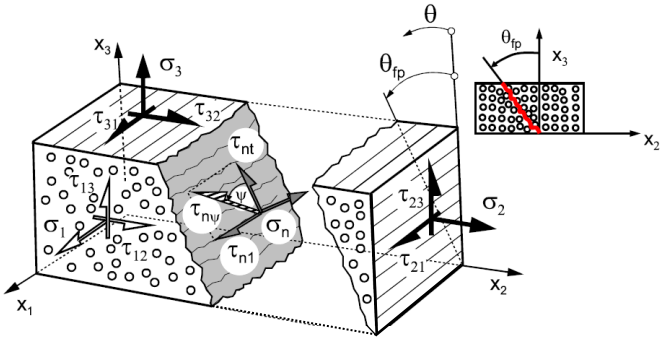


Abbildung 2.3: Transformierte Spannungen in Wirkebene (in Anlehnung an [6])

Die resultierende Schubspannung $\tau_{n\Psi}$ folgt aus den beiden Spannungen $\tau_{nt}(\theta)$ und $\tau_{n1}(\theta)$ zu:

$$\tau_{n\Psi}(\theta) = \sqrt{\tau_{nt}^2(\theta) + \tau_{n1}^2(\theta)}. \tag{2.4}$$

Das Versagenskriterium wird folglich durch die Spannungen und Festigkeiten in der Wirkebene A folgendermaßen bestimmt:

$$F(\sigma_n(\Theta_{fp}), \tau_{nt}(\Theta_{fp}), \tau_{n1}(\Theta_{fp}), R_{\perp}^{At}, R_{\perp\perp}^{A}, R_{\perp\parallel}^{A}) = 1. \tag{2.5}$$

Dabei beschreiben $R_{\perp}^{At}$ und $R_{\perp\Psi}^{A}$ die Festigkeiten in der Wirkebene bzgl. der fasersenkrechten Zugbeanspruchung $\sigma_{\perp}^{t}$ und der Schubspannung $\tau_{n\Psi}$. Das Versagenskriterium für Zwischenfaserbruch nach Puck [1] ergibt sich für Zug- und Druckbeanspruchung zu:

$$1 = \begin{Bmatrix} \left(\frac{\tau_{n\Psi}}{R^{A}_{\perp\Psi}}\right)^2 + 2 * \frac{p^{t}_{\perp\Psi}\,\sigma_n}{R^{At}_{\perp}} + \left(1 - 2 * \frac{p^{t}_{\perp\Psi}\,R^{At}_{\perp}}{R^{A}_{\perp\Psi}}\right) * \frac{\sigma_n^2}{\left(R^{At}_{\perp}\right)^2}, & f\ddot{u}r\ \sigma_n \geq 0 \\ \left(\frac{\tau_{n\Psi}}{R^{A}_{\perp\Psi}}\right)^2 + 2 * \frac{p^{c}_{\perp\Psi}}{R^{A}_{\perp\Psi}} * \sigma_n, & f\ddot{u}r\ \sigma_2 < 0 \end{Bmatrix}. \quad (2.6)$$

Die Inklinationsparameter $p^{t}_{\perp\Psi}$ und $p^{c}_{\perp\Psi}$ berücksichtigen den steigenden Bruchwiederstand der betrachteten Ebene im Druckbereich. Zur Lösung des Problems muss der Bruchwinkel Θ_{fp} bestimmt werden, was eine deutliche Steigerung des Rechenaufwands nach sich zieht.

2.2 Skelettbauweise

Hybride Systeme können nach Hummelberger [10] in intrinsische und extrinsische Hybride unterteilt werden. Ausprägungen davon gibt es sowohl auf Scheiben-, Struktur- und Bauteilebene (s. Abbildung 2.4). Die Skelettbauweise ordnet sich in die Gruppe der intrinsischen Hybride auf Bauteilebene ein, da der Hybridverbund in der Bauteilherstellung gefügt wird. Diese zeichnen sich durch Subsysteme unterschiedlicher Materialien aus, die in einer strukturellen und funktionellen Einheit wirken und stellen somit eine Erweiterung der klassischen Mischbauweise dar.

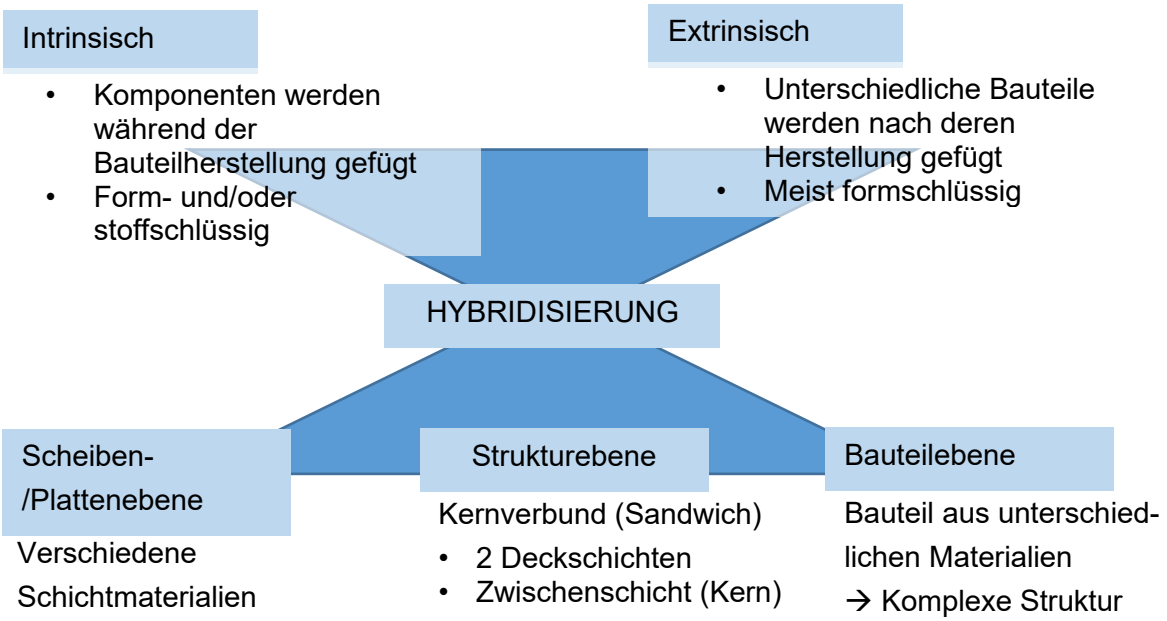


Abbildung 2.4: Ausprägungen hybrider Werkstoffe (in Anlehnung an [10])

In der Auslegung von Hybridbauteilen ist die Optimierung des gesamten Bauteils mittels unterschiedlicher Werkstoffe das Ziel. Hierzu können diese im Zuge des Produktionsprozesses gefügt werden. Dadurch können die spezifischen Vorteile der Materialien und Prozesse genutzt werden. Weiterhin lassen sich eine hohe Funktionsdichte

sowie Gewichtsreduktion und Kosteneffizienz erzielen [11]. Auf diese Weise werden folgende drei klassischen Leichtbaustrategien genutzt:

- Materialleichtbau,
- Strukturleichtbau,
- Systemleichtbau.

Komplexe Hybridbauteile zeichnen sich durch eine endkonturnahe Struktur aus mehreren Werkstoffen aus, welche ohne Verbindung- oder Fügtechnologien hergestellt werden. Auf diese Weise können diese Bauteile lastpfadorientierte Strukturen abbilden. Innerhalb des MERGE Clusters an der Technischen Universität Chemnitz werden hierfür die Ansätze des Tapelegens und die Fertigung mit seitlich versetzten Kettfäden verfolgt. Die Bauweise kann aufgrund der hohen Energie- und Materialeffizienz trotz hoher Investitionen in Werkzeuge und Anlagen zu kostengünstigem Leichtbau führen [11]. Das Potential thermoplastischer Komponenten im Fahrzeugbau ist dabei sehr hoch [12]. Gründe hierfür sind die einfache Verarbeitbarkeit bei geringer Dichte sowie die hohe Integrationsfähigkeit und Gestaltungsfreiheit [13]. Um den Nachteil geringer Festigkeiten und Steifigkeit thermoplastischer Kunststoffe verglichen mit metallischen Komponenten zu kompensieren wurde beispielsweise die Kombination des Materials mit endlosfaserverstärkten Thermoplasten untersucht [14,15].

Der Gedanke wurde im Forschungsprojekt MAI-Skelett weitergeführt. Um die spezifischen Eigenschaften von FKV bestmöglich zu nutzten, werden wie in Kapitel 1 kurz erläutert ausschließlich unidirektionale, endlosfaserverstärkte, thermoplastische (CFRTP) Profile mit Spritzguss gefügt. Dabei dienen die Profile der Erfüllung der Festigkeits- und Steifigkeitsanforderungen. Dementsprechend sind diese unter Beachtung aller Randbedingungen bestmöglich an den Lastpfaden im Bauteil orientiert [16]. Die Torsionssteifigkeit sowie die Übertragung von Schubkräften zwischen den Profilen analog der Funktion von Kernschichten in Sandwichstrukturen erfolgt durch den Spritzguss [17]. Im Zuge des Forschungsprojektes wurde ein Windlauf auf Basis eines BMW i3 entwickelt sowie hinsichtlich Funktion und Kosten bewertet. Als Material wurde endloskohlenstofffaserverstärktes Polyamid 6 (PA6), im Folgenden als PA6-CF bezeichnet, für die Profile untersucht und im Bauteil umgesetzt. Als Spritzgussmaterial wurde Kohlenstofffaser (CF) kurzfaserverstärktes PA6 verwendet. Das resultierende Bauteil ist in Abbildung 2.5 dargestellt.

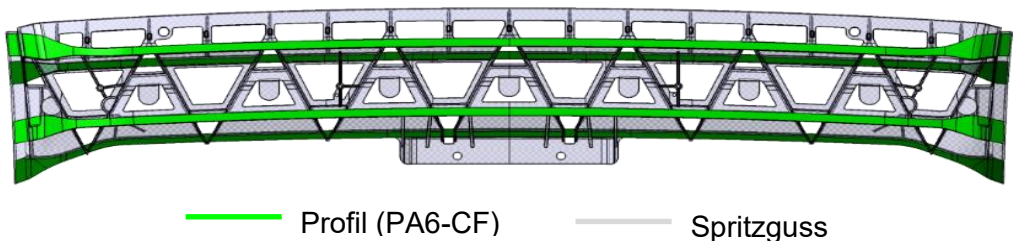


Abbildung 2.5: Windlauf in Skelettbauweise

Dabei konnte das Steifigkeitsniveau des Referenzbauteils übertroffen werden. Ferner wurde die Zykluszeit mit Umform- und Spritzgussprozess auf 75 s berechnet, welche damit als serientauglich erachtet wird. Die Menge an endlos CF konnte im Gegensatz zum Serienkonzept des BMW i3 in CF-Schalenbauweise um 75 % gesenkt werden. Aus wirtschaftlicher Sicht ergeben sich zudem deutliche Kostenreduzierungen in den Herstell-, Material- und Investitionskosten in Form der benötigten Werkzeuge. Hohes Potential bietet diese Bauweise bei funktionsrelevanten Strukturen hinsichtlich Steifigkeit und Festigkeit mit hohem Integrationspotential. Die Auslegung von Bauteilen in Skelettbauweise erfolgt dabei in einem vierstufigen Prozess unter Nutzung von Optimierungsmethoden, wie in Abbildung 2.6 dargestellt.

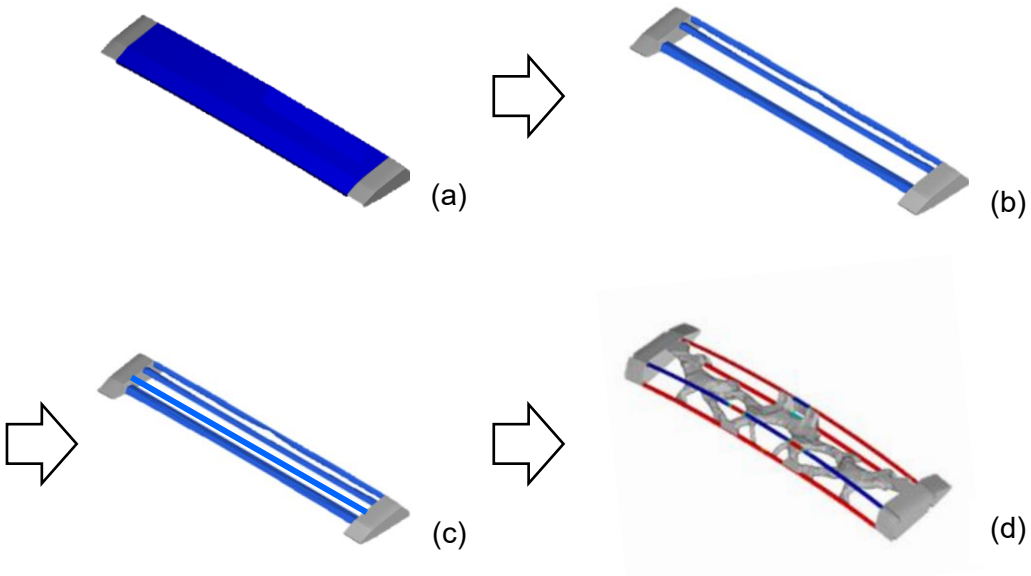


Abbildung 2.6: Auslegungsprozess von Bauteilen in Skelettbauweise (in Anlehnung an [16])

Im ersten Schritt werden die Lastpfade innerhalb des Bauraummodells durch Topologieoptimierung identifiziert und zu Lastpfaden mittels 2-D Elementen abstrahiert (Abbildung 2.6a). In einem zweiten Schritt werden die Optimierungsergebnisse hinsichtlich ihrer fertigungstechnischen Machbarkeit von Experten bewertet (Abbildung 2.6b) und im dritten Schritt final festgelegt (Abbildung 2.6c). Darauf basierend wird im vierten Schritt parallel die Optimierung der Querschnitte der Profile sowie eine zweite Topologieoptimierung durchgeführt (Abbildung 2.6d). Sie dient der Ermittlung der Spritzgussgeometrie zur Erfüllung der mechanischen Randbedingungen.

Aus dem so ermittelten Konzeptvorschlag wird eine finale Bauteilgeometrie abgeleitet. Die Produktion solcher Bauteile gliedert sich im Allgemeinen in folgende sequenzielle Prozessschritte:

- Herstellung der endlosfaserverstärkten Profile,
- Umformung der endlosfaserverstärkten Profile,
- Umspritzen der Profile zum fertigen Bauteil.

Hinsichtlich der Komplexität von Bauteilen in Skelettbauweise kann zwischen Skelett und Multiskelett unterschieden werden. Das Skelett zeichnet sich dabei durch parallel angeordnete Profile aus. Im Projekt MAI-Multiskelett wurden Bauteile für multiaxiale Beanspruchen untersucht. Dabei entstehen komplexe Lastpfadverläufe mit Knotenpunkten. Der Fokus des Forschungsprojektes lag dabei auf der Realisierbarkeit von Knotenpunkten. Dabei wurde ein Konzept erarbeitet, welches eine einfache Fertigung mit guten mechanischen Eigenschaften des Knotenpunktes verbindet. Ein zweiter Fokus lag auf den neuartigen Fertigungsprozessen, welche diese Bauweise erfordert. In Abbildung 2.7 sind die entsprechenden Demonstratorbauteile der beiden Forschungsprojekte MAI-Skelett und MAI-Multiskelett dargestellt.



Abbildung 2.7: Demonstratorbauteil für (a) MAI-Skelett und (b) MAI-Multiskelett

2.3 Materialauswahlverfahren

Die Werkstoffauswahl ist einer der wichtigsten Entscheidungsprozesse in der Produktentwicklung. Eine Übersicht gängiger Werkstoffauswahlmethoden ist in Ashby et. al [18] und Jahan et al. [19] gegeben. Im Folgenden werden etablierte sowie speziell für die Materialauswahl in der automobilen Karosserie entwickelte Methoden vorgestellt.

Eine der bekanntesten Materialauswahlmethoden ist die Werkstoffauswahl nach Ashby. Sie vergleicht Materialien direkt anhand ihrer spezifischen Eigenschaften, welche die Eignung eines Materials für ein spezifisches Bauteil hinsichtlich dessen Funktion, Randbedingungen und Ziele widerspiegelt. Die gängige Art der Darstellung hierfür sind Ashby-Diagramme, in denen die Materialeigenschaften über die Achsen aufgetragen werden. Auf diese Weise kann der nach diesem Kriterium bestgeeignete Werkstoff einfach identifiziert werden. Die grundlegenden Schritte der Materialauswahl nach Ashby sind in Abbildung 2.8 dargestellt.

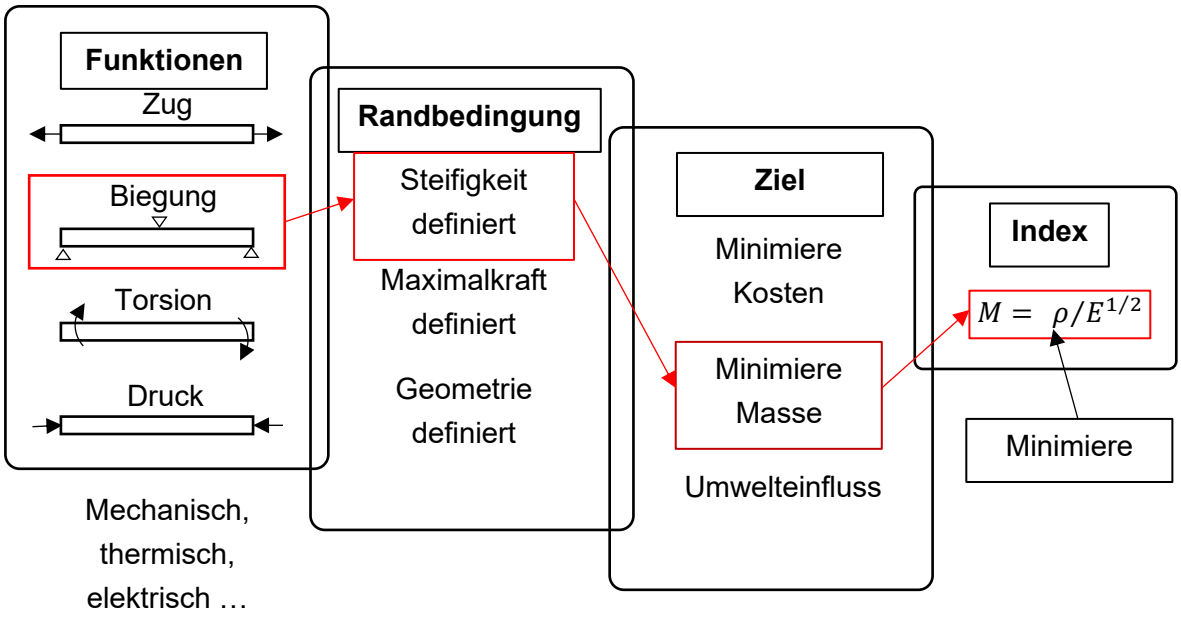


Abbildung 2.8: Exemplarische Materialauswahl nach Ashby (in Anlehnung an [20])

Giaccobi et al. beschreibt eine Werkstoffauswahl, in der eine Vielzahl gegeneinander gewichteter und als Randbedingungen festgelegter Kriterien berücksichtigt werden kann, indem nach festgelegten Grenzwerten der Kriterien gefiltert wird [21]. Dabei wird analog zur Werkstoffauswahl nach Ashby aus jeweils zwei Materialeigenschaften ein Leistungsindex erstellt, nach dem in Frage kommende Werkstoffe gefiltert werden. Die Schnittmenge aller angewendeten Filter bildet die Summe der geeigneten Werkstoffe, die durch Veränderung der Filtergrenzwerte eingegrenzt werden können. Im Fall eines Ausschlusses aller Materialien kann durch Kombination der Werkstoffe der getrennt betrachteten Filterergebnisse ein geeigneter Hybridwerkstoff gefunden werden. Dafür wird durch diesen Ansatz für jede geforderte Eigenschaft ein Werkstoff ausgewählt, der im Werkstoffverbund für die Erfüllung der gestellten Anforderungen sorgt. Dazu müssen die Volumenanteile der einzelnen Stoffe so gewählt werden, dass das gewichtete Mittel der Eigenschaften jeweils den Grenzwert erreicht oder übertrifft.

Ein weiterer Ansatz zur Werkstoffauswahl anhand mehrerer Kriterien und Randbedingungen in der Fahrzeugentwicklung wurde von Gänsicke und Sandiano [22] entwickelt. Unter der Voraussetzung der genauen Kenntnis der Einflussfaktoren und der Anforderungen an ein entsprechendes Bauteil ermöglicht die Methode die Auswahl eines Werkstoffes aus einer Datenbank und gibt Hinweise auf geeignete Leichtbaustrategien. Zur Erstellung der Methode wurden Experteninterviews mit erfahrenen Konstrukteuren und Ingenieuren der Automobilindustrie geführt. Daraus wurden etwa 80 Einflussfaktoren und Randbedingungen wie explizite Bauteileigenschaften, aber auch Fertigungs-, Nachhaltigkeits- und Wirtschaftlichkeitsfaktoren identifiziert. Die Faktoren wurden in Gruppen gegliedert. Zur Bewertung eines Bauteils wird nun die Relevanz der einzelnen Faktoren, sowie ihrer Erfüllung im IST- und idealen SOLL-Zustand tabellarisch erfasst. Durch einen paarweisen Vergleich werden anschließend die relevanten Faktoren

gegeneinander gewichtet. Eine angepasste Nutzwertanalyse auf Basis der erfassten IST- und SOLL-Zustände des Bauteils liefert den aktuellen und den idealen Zustand der jeweiligen Eigenschaft.

Im Rahmen des Super-Light-Car (SLC) Projekts [23] wurde von Mitarbeitern des Instituts für Kraftfahrzeugtechnik (IKA) der RWTH Aachen eine Materialauswahlmethodik für eine einfache Werkstoffzuweisung auf Bauteilebene in frühen Entwicklungsphasen entwickelt. Die Methode überlagert die physikalischen Anforderungen an ein Bauteil mit Materialeigenschaften aus einer Werkstoffdatenbank. Darauf basierend werden die Abweichungen zwischen Anforderungen sowie Eigenschaften berechnet und Empfehlungen für die bestgeeigneten Werkstoffe abgegeben. Dabei können zusätzlich weitere Faktoren wie Kosten und Nachhaltigkeit mit einbezogen werden. Die Methode gliedert das Vorgehen in die folgenden fünf Schritte:

- Klassifizierung von Bauteilanforderungen,
- Klassifizierung von Materialeigenschaften,
- Überlagern dieser Kriterien zur Auswahl eines geeigneten Materials für ein bestimmtes Bauteil unter Einbeziehung zusätzlicher Kriterien, wie z. B. Kosten, Herstell- und Fügeaspekte,
- Einsatz der vorgeschlagenen Werkstoffe in einem Karosseriekonzept,
- Rückkopplung.

Für die Bauteilanforderungen wurden von Experten die sechs in der frühen Konzeptphase für Karosseriekomponenten relevantesten Anforderungen identifiziert. Dabei sind die ersten drei Anforderungen Energieabsorption, Strukturintegrität und statische Steifigkeit stark voneinander abhängig. Sie werden maßgeblich durch das Crashkonzept und die Bauteilgeometrie geprägt. Die verbleibenden drei Anforderungen sind die Schwingung und Dämpfung, die Umformbarkeit sowie die Oberflächengüte. Die Auswahlmethodik ist in Abbildung 2.9 dargestellt.

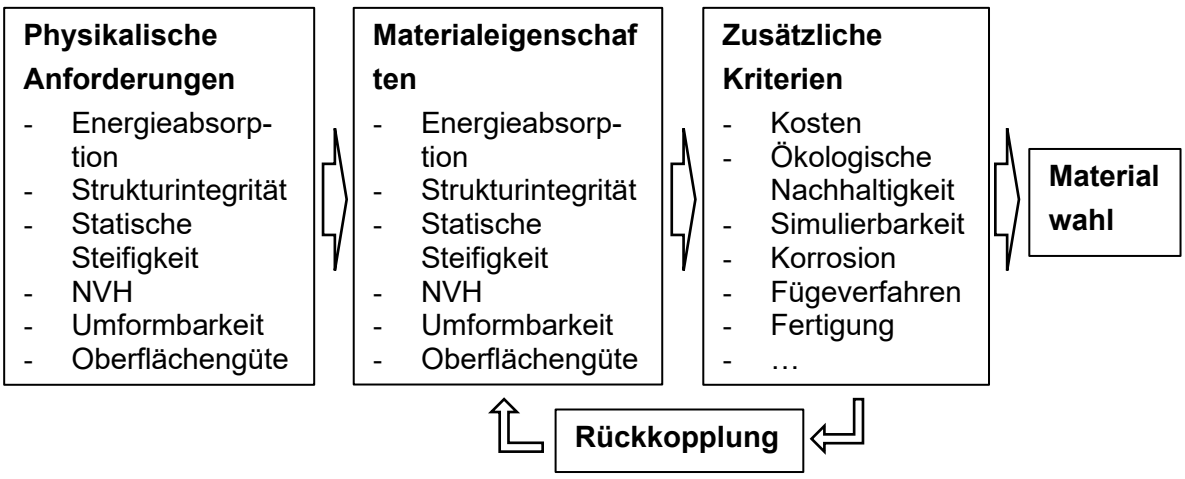


Abbildung 2.9: Materialauswahlmethode des SLC (in Anlehnung an [23])

Cudok et al. [24] stellt eine Methode zur Bewertung der Potentiale der Hybridbauweise dar. Sie basiert auf einem Kriterienkatalog zur Bauteilbewertung, welcher in Filter- und Bewertungskriterien unterteilt ist. Diese sollen dem Entwickler eine möglichst ganzheitliche Betrachtung hinsichtlich mechanischer Eigenschaften, wirtschaftlicher Kennwerte und Fertigungsaspekte bieten. Potentiale der Hybridbauweise bieten dabei vor allem Steifigkeits- und Festigkeitssteigerungen.

Neben den Bewertungen der Bauteile durch Experten wurden mit der Etablierung von FEM-Simulationen in der Auslegung und Entwicklung unterschiedliche Auswahlmethodiken auf Basis numerischer Simulationen entwickelt.

Klein et al. [25] stellt ein Vorgehen auf Basis von FE-Modellen vor. Basierend auf n Lastfällen wird ein Kennwert CS wie folgt errechnet:

$$CS = \sum_{i=1}^{n} c_{s,i} * \ c_{f,i} * c_{m,i} * w_{g,i} = 0 \dots 1. \tag{2.7}$$

Hierbei wird das Produkt aus der Eignung hinsichtlich der Anforderungen an die Steifigkeit c_s, die Festigkeit der Faser c_f sowie der Matrix c_m und der Gewichtung w_g gebildet. Die Bewertung der Steifigkeit basiert auf einem Koeffizienten, der die Spannungen in das Faser-Koordinatensystem transformiert. Daraufhin wird die Abweichung zwischen der Richtung der Spannung und der Faserorientierung über eine analytische Gleichung mit einem Steifigkeitsabfall in Beziehung gesetzt. Dies erlaubt die Bewertung lastfallbedingter Abweichungen bei geringem rechnerischem Aufwand. Die Festigkeit wird auf Basis des Puck Kriteriums nach FF und IFF unterschieden sowie die entsprechenden Gleichungen nach [7] verwendet, wobei bei IFF das Versagen nach Mode a bewertet wird. Der Gewichtungsfaktor ist die auf die Summe aller Spannungen der betrachteten Lastfälle normierte Spannung in Lastfall n.

Durst [26] entwickelte einen ersten Ansatz zur Bewertung der Eignung von FKV im Fahrzeugbau, welcher sich aus Hauptnormalspannungs-, Orientierungs- und Gewichtungsfaktor a, b und g zusammensetzt:

$$K_{Bauteil} = \frac{1}{n}\sum_{j=1}^{n} K_{Element,j} = \frac{1}{n}\sum_{j=1}^{n}\sum_{i=1}^{m}\left|a_{j,i} * b_{j,i} * g_{j,i}\right|. \tag{2.8}$$

Die Berechnung des Anisotropiegrads wird auf Basis der Hauptnormalspannung (HNS) σ_1 und σ_2,(vgl. Formel 2.9) durchgeführt:

$$a_{j,i} = 2 * \left(\frac{\max\left(\left|\sigma_{1,j,i}\right|, \left|\sigma_{2,j,i}\right|\right)}{\left|\sigma_{1,j,i}\right| + \left|\sigma_{2,j,i}\right|} - 0{,}5\right). \tag{2.9}$$

Dlugosch [27] entwickelt diesen weiter und ermittelt den Principal Stress Factor (PSF) (Formel 2.10) als linearen Zusammenhang zwischen den Beträgen der beiden HNS, was eine intuitive Auswertung der Spannungsverhältnisse erleichtert:

$$PSF = \frac{\max(|\sigma_1|, |\sigma_2|) - \min(|\sigma_1|, |\sigma_2|)}{\max(|\sigma_1|, |\sigma_2|)}. \quad (2.10)$$

Durst bewertete die Abweichung der HNS der Einzelelemente vom Referenzwinkel φ_{Ref} Formel 2.11 folgend:

$$b_{j,i} = \left| \frac{90° - |\varphi_{j,i} - \varphi_{Ref,j}|}{90°} \right|. \quad (2.11)$$

Im Gegensatz dazu führt Dlugosch einen Uniformitätskennwert (vgl. Formel 2.12) ein. Dieser bewertete die Ausrichtung aller HNS der Elemente an einer Richtung α_{REF} und somit die Anwendbarkeit von UD-Gelegen im Bauteil wie folgt:

$$u = \max_{0° \leq \alpha_{REF} \leq 180°} \left[1 - \left(\frac{\sum_{i=1}^{n_E} |\alpha_{REF} - \varphi_{RES,i}|}{45° * n_E} \right)^{m_U} \right]. \quad (2.12)$$

Der Exponent m_U steuert die Konvergenz gegen eins. Der Wert erreicht dabei eine maximale Uniformität u von 1 bei keiner Abweichung der Elementwinkel vom Referenzwinkel.

Zur Beurteilung der Anisotropie wird der Anisotropiekennwert $AnIso$ als das Produkt der beiden Faktoren PSF und u herangezogen. Auf Bauteilebene findet eine Mittelung des Kennwerts über die Elementanzahl statt (vgl. Formel 2.13):

$$AnIso = \frac{\sum_{i=1}^{n_E} PSF_i}{n_E} * u. \quad (2.13)$$

Dlugosch wählt zur Bestimmung der resultierenden Richtung der HNS eine additive Überlagerung der Spannungstensors einzelner Lastfälle nach [28]. Ferner wird die Energieabsorption über die plastische Deformation bestimmt. Dazu dient die Auswertung der äquivalenten, plastischen Verzehrung (PEEQ) nach [29]. Zur Überlagerung der Lastfälle wird der maximale PEEQ-Wert über alle Lastfälle und Integrationspunkte des Elements im letzten Zeitschritt der Simulation in das Modell geschrieben. Zur besseren Beurteilung des Kennwertes wird hier ebenfalls ein Bauteilkennwert PDB_{Res} generiert (vgl. Formel 2.14):

$$PDB_{Res} = \frac{\sum_{i=1}^{n_E} PDE_{Res,i}}{n_E}. \quad (2.14)$$

Über einen hierarchischen Auswahlprozess, wie bspw. in [30] beschrieben, werden Bauteile in folgenden Stufen beurteilt:

- Rein elastische Deformation → Anisotropie Analyse,
- Elastisch-Plastische Deformation → Anisotropie Analyse,
- Plastischer Bereich moderater Deformation → Analyse der Belastungsart,
- Plastischer Bereich großer Deformation → Analyse der Belastungsart.

2.4 Optimierungsverfahren

Der Prozess zur Lösung von Strukturoptimierungsproblemen kann nach dem 3-Säulen Modell von Eschenauer abgebildet werden [31]. Dieses stellt ein allgemeingültiges Vorgehen bei Strukturoptimierungsproblemen dar. Es untergliedert das Problem in Strukturmodell, Optimierungsmodell und Optimierungsalgorithmus (s. Tabelle 2.1).

Tabelle 2.1: 3-Säulen Modell (in Anlehnung an [32])

Optimierungsaufgabe		
Strukturmodell	Optimierungsmodell	Optimierungsalgorithmus
- Geometriedaten - Vernetzung - Randbedingungen - Systemparameter	- Optimierungsvariablen - Normierung/Skalierung - Zielfunktion und Restriktionen	- Algorithmusparameter - Konvergenzkriterien - Numerische Toleranz

Das Strukturmodell bildet das reale Bauteil in einem mathematisch-mechanischen Modell ab. Dieses kann sowohl analytischer als auch numerischer Natur sein. Es koppelt die Entwurfsvariablen mit den entsprechenden Strukturantworten des Modells. Das Optimierungsmodell bildet die Strukturantworten des Strukturmodells auf die zu analysierenden Kennwerte, das Optimierungsziel und ggf. Restriktionen ab, welche als Input des Optimierungsalgorithmus dienen. Die Säule der Optimierungsalgorithmen fasst die Gesamtheit der Verfahren zur Lösung von Extremwertaufgaben zusammen. Die entsprechenden Entwurfsvariablen (kontinuierlich, diskret) sowie Form der Ziel- und Restriktionsfunktionen (stetig, unstetig) müssen berücksichtigt werden. Die Effizienz der Optimierung hängt wesentlich mit der Wahl des passenden Optimierungsalgorithmus zusammen. [32]

In der Strukturoptimierung werden drei Arten anhand ihrer zugrundeliegenden Entwurfsvariablen unterschieden. In Abbildung 2.10 sind die Parameter- (a), die Form- (b) und die Topologieoptimierung (c) dargestellt.

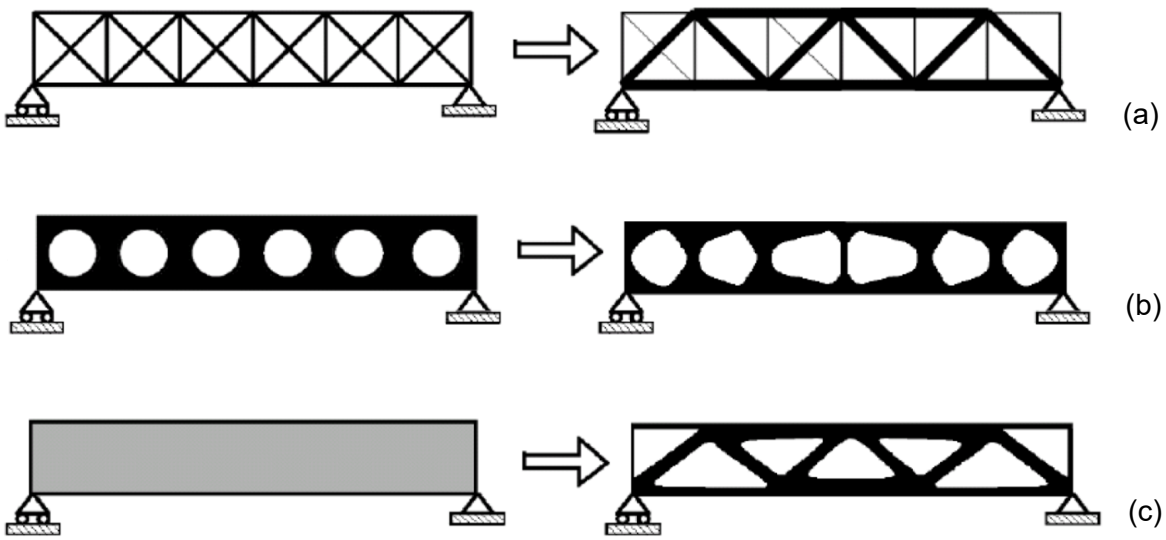


Abbildung 2.10: Parameter- (a), Form- (b) und Topologieoptimierung (c) (in Anlehnung an [33])

Die Standardformulierung einer nichtlinearen, restringierten Optimierung lautet:

Minimiere:	$f(x)$
Randbedingungen:	$g_j(x) \leq 0$
	$h_k(x) = 0$
	$x_{iL} \leq x_i \leq x_{iU}$

Mit folgenden Parametern:

$f(x)$	skalare Zielfunktion,
x	Vektor der Optimierungsvariablen,
$g(x)$	Ungleichheitsrestriktionen,
$h(x)$	Gleichheitsrestriktionen,
x_{iL}	Untere Grenze des Lösungsraums,
x_{iU}	Obere Grenze des Lösungsraums.

Dabei ist der Vektor der Optimierungsvariablen x so zu bestimmen, dass die skalare Zielfunktion $f(x)$ unter Einhaltung der Restriktionen $g(x)$ und $h(x)$ ein Minimum darstellt. Da bei komplexen Problemstellungen die Konvexität des Problems nicht immer nachgewiesen werden kann ist nicht immer garantiert, das globale Minimum im Lösungsraum zu finden. Oft werden aus diesem Grund lokale Minima akzeptiert.

Bei der Lösung von Optimierungsproblemen kann zwischen Problemen ohne Restriktion und mit Restriktionen unterschieden werden. Typische Vertreter von Algorithmen, welche für die Lösung der entsprechenden Kategorie von Optimierungsproblem verwendet werden können, sind in Abbildung 2.11 dargestellt.

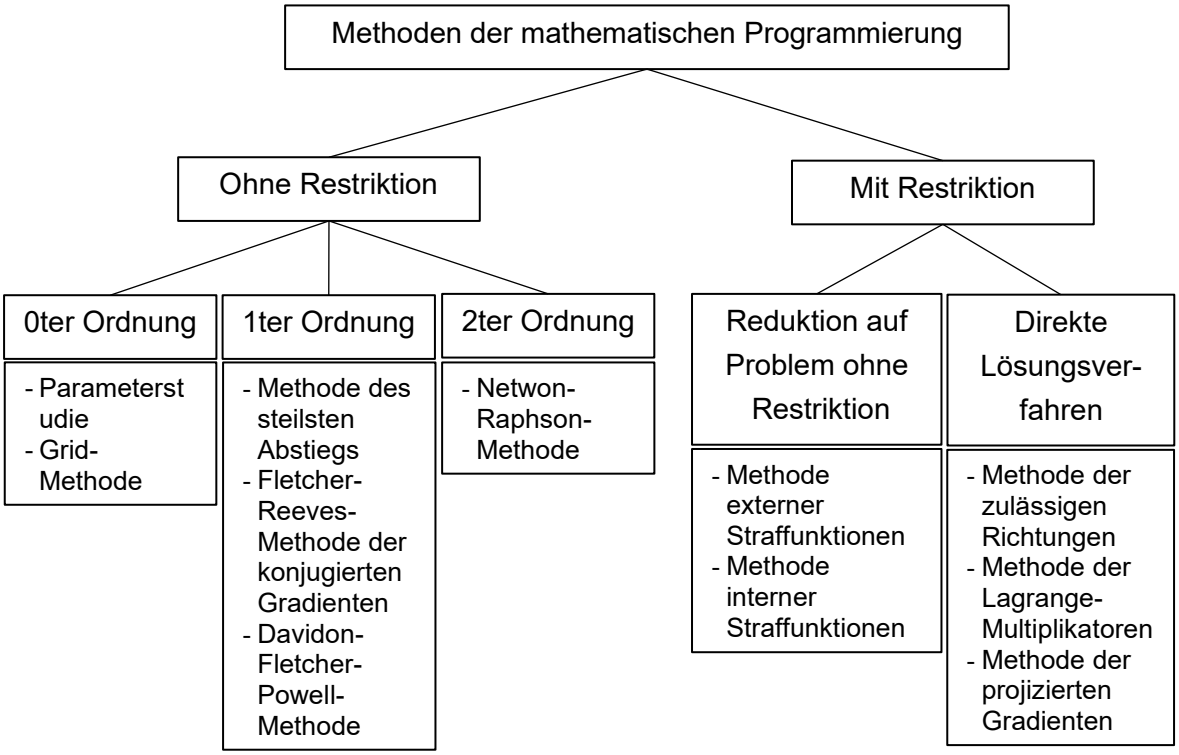


Abbildung 2.11: Optimierungsalgorithmen (in Anlehnung an [32])

In der Strukturoptimierung gilt es meist Restriktionen einzuhalten. Ein sehr weit verbreiteter Algorithmus der direkten Methoden im Bereich der Strukturoptimierung ist die Methode der zulässigen Richtung (MFD). Dieser ist sehr robust und effizient [34]. Um eine Suchrichtung s_o zu finden, lässt sich das mathematische Problem wie folgt formulieren:

$$x^{(k)} = x^{(k-1)} + \alpha_o * s_o, \tag{2.15}$$

$$s_o{}^T * \nabla_x f < 0, \tag{2.16}$$

$$s_o{}^T * \nabla_x g_j \leq 0. \tag{2.17}$$

Dabei bezeichnet $x^{(k)}$ den Vektor der Entwurfsvariablen im k-ten Schritt, α_O die optimale Schrittweite und s_o die entsprechende Suchrichtung. Die Randbedingungen hierfür sind eine Verbesserung der Zielfunktion (vgl. Formel 2.16) sowie ein Verbleib im zulässigen Bereich des Lösungsraums (vgl. Formel 2.17). Die Effizienz kann auf Basis der notwendigen Funktionsaufrufe bis zum Erreichen des Minimums gemessen werden. [35]

Eine Erweiterung insbesondere bei der Suche des globalen Optimums ergibt sich durch evolutionäre Algorithmen und Verfahren, welche auf Optimalitätskriterien beruhen. Dabei wird über bestimmte Vorschriften versucht ein entsprechend definiertes Kriterium zu erfüllen. Evolutionäre Algorithmen benötigen in der Regel keine Ableitungsinformationen und basieren auf einer Mehrzahl an Designpunkten zur Findung des Optimums. Sie sind

durch die Natur inspiriert. Sie sind sehr robust und haben eine höhere Chance das globale Optimum zu finden. Genetische Algorithmen können v. a. zur Lösung diskreter Probleme angewendet werden [34] oder falls Sensitivitäten nicht bzw. nur sehr schwer zu berechnen sind. Eine Vielzahl von Optimierungsproblemen in der Strukturmechanik fordern diskrete Werte der Entwurfsvariable, um bestimmte Norm- oder Standardteile oder feste Wanddicken bei der Blechdickenoptimierung zu erhalten. Die Wahrscheinlichkeit das globale Maximum zu finden erhöht sich dabei mit größeren Populationen. Eine Konvergenz zum globalen Optimum kann bei diesen Algorithmen nicht sichergestellt werden. Falls die einzelne Berechnung sehr rechenaufwändig ist kann die Anwendung von genetischen Algorithmen zusätzlich zu einer hohen Rechendauer führen. [36]

Die populärsten Vertreter dieser Algorithmen sind der Genetic Algorithm (GA) [37], welcher auf Darwins Prinzip des „Survival of the fittest“ basiert, die Particle Swarm Optimization (PSO) [38]. und der Ameisenalgorithmus [39]. Der einfachste Ablauf evolutionärer Algorithmen ist in Abbildung 2.12 dargestellt. In einem ersten Schritt wird eine bestimmte Anzahl μ als Startbelegung mit Startvektoren x_E festgelegt, welche berechnet werden. Daraufhin werden die Entwürfe hinsichtlich ihrer Fitness bzgl. der Zielfunktion bewertet. Darauf basierend wird beurteilt, ob das Abbruchkriterium erfüllt ist. Ist dies nicht der Fall, wird eine neue Population der Größe λ auf Basis der vorhergehenden Population durch Mutation, d. h. Selektion und Rekombination, gebildet und der Loop erneut durchlaufen.

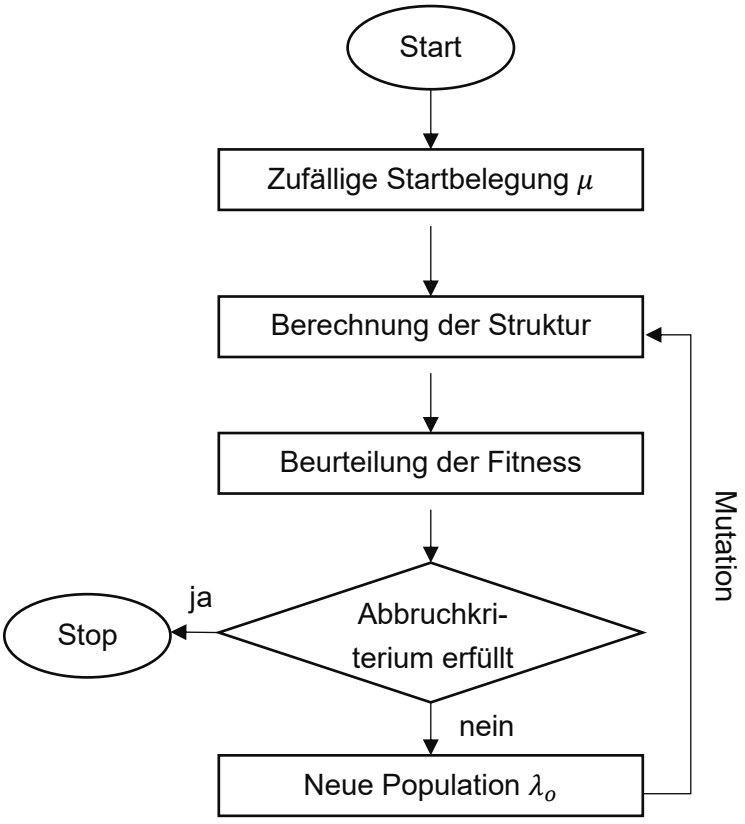


Abbildung 2.12: Ablauf eines evolutionären Algorithmus (in Anlehnung an [40])

Folgende Einstellungen müssen hierfür im Vorfeld anhand des betrachteten Optimierungsproblems getroffen werden [35]:

- Maximale Anzahl der Generationen,
- Größe der Startpopulationen μ: zwischen 0,5 und 2- mal der Anzahl an Entwurfsvariablen,
- Größe der Population λ_o: zwischen 4- und 5-mal der Anzahl der Entwurfsvariablen,
- Abbruchkriterium: Änderung des Optimierungsziels während letztere m Iterationen kleiner 0.001 / keine Änderungen der Entwurfsvariablen.

Zusammenfassend sind folgende Empfehlungen zur Verwendung von Optimierungsalgorithmen zu geben [35]:

- Gradient analytisch bestimmbar → Verfahren der mathematischen Programmierung (z. B. MFD),
- Geringe Anzahl an Entwurfsvariablen → indirekte Methoden mit nichtlinearem Meta-Modell,
- Globales Optimum nicht-konvexer Probleme → Stochastische Verfahren (z. B. evolutionärer Algorithmus).

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Im Zuge der stetig wachsenden Funktionsanforderungen der Karosserie im Automobilbau ist Leichtbau essenziell, um die Ziele zum CO_2-Ausstoß zu erreichen. Hierbei können v. a. Hybridbauweisen effizient beitragen. Während Hybridmaterialien aus Stahl und duroplastischem FKV sich bereits in lasttragenden und sicherheitsrelevanten Bauteilen der Karosserie im Großserieneinsatz befinden, wird das Potential thermoplastischer FKV in der Karosserie noch nicht genutzt. Genau diese bieten jedoch ein vergleichsweise hohes Leichtbaupotential [27].

Die im Forschungsprojekt MAI-Skelett erarbeitete Skelettbauweise zeigt am Beispiel eines Windlaufs das Potential einer solchen Hybridbauweise hinsichtlich Wirtschaftlichkeit und Gewicht auf, wobei ausschließlich FKV-Profile aus PA6 und CF verwendet werden. Zahlreiche wissenschaftliche Veröffentlichungen haben jedoch das Potential glasfaserverstärkter (GF) Materialien sowie hybrider Systeme aus CF und GF aufgezeigt [41-45]. Die Untersuchungen beschränken sich auf flache, normgerechte Probekörper. Für den Einsatz in einer Skelettbauweise bleiben somit die beiden folgenden Fragen offen:

- Wie verhalten sich CF-, GF- und CF-GF-Hybridprofile mit größerem Querschnitt von exemplarisch 10 mm x 10 mm unter den Hauptbelastungsarten?
- Wie kann das wirtschaftliche Potential dieser Materialien in der Skelettbauweise genutzt werden?

Diese beiden Fragen zu beantworten ist die Kernaufgabe der vorliegenden Arbeit. Die Beantwortung erfordert ein vertieftes Verständnis der mechanischen Wechselwirkungen in FKV-Profilen, insbesondere von Hybridmaterialien, bei unterschiedlichen mechanischen Beanspruchungen. Hierfür werden die FKV-Profile mechanisch charakterisiert und die Übertragbarkeit der Eigenschaften auf reale Bauteile überprüft (s. Abbildung 3.1). Zudem wird eine Materialauswahl in den Auslegungsworkflow der Skelettbauweise integriert, welche unter Beachtung der ermittelten Materialeigenschaften zur Minimierung der Materialkosten verwendet werden kann.

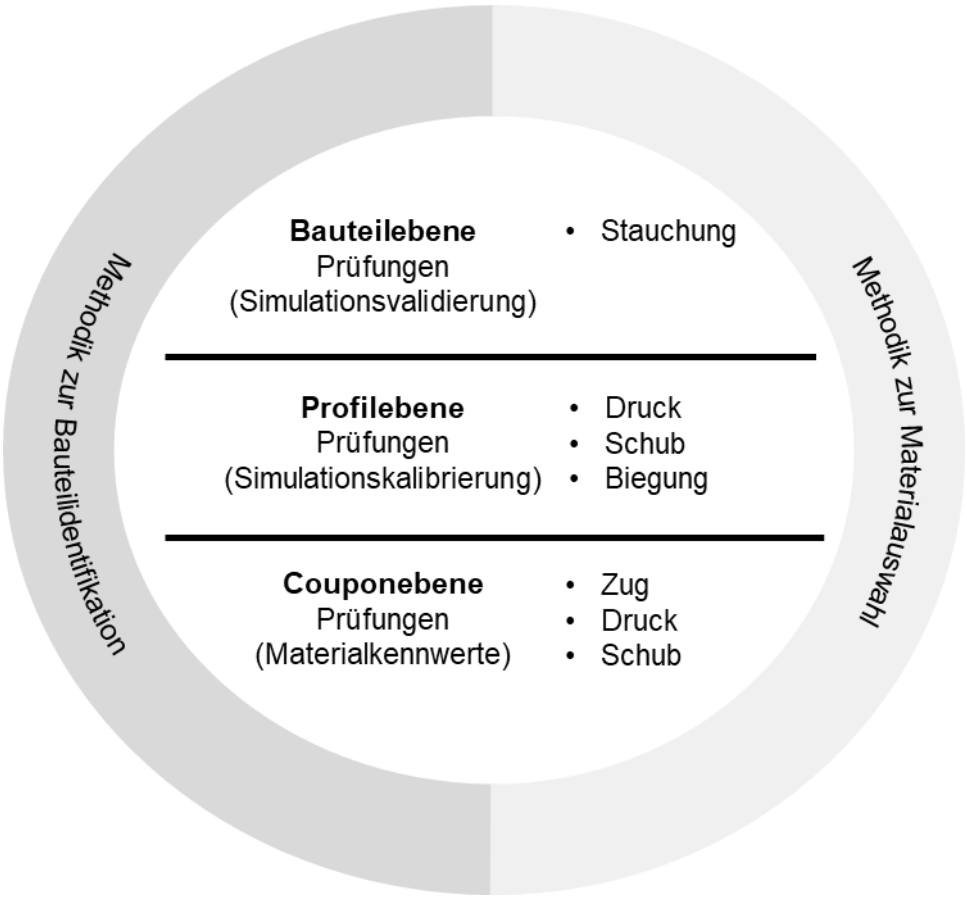


Abbildung 3.1: Aufbau der Arbeit

Die weitere Arbeit gliedert sich in folgende Kapitel:

Betrachtete Materialien (Kapitel 4)
Im ersten Schritt werden in Kapitel 4 die betrachteten Materialien definiert. Dies geschieht auf Basis vorrausgegangener Arbeiten im Bereich endlosfaserverstärkter, thermoplastischer Werkstoffe sowie wissenschaftlicher Veröffentlichungen im Bereich hybrider Systeme. Zudem werden die grundlegenden mechanischen Eigenschaften der Materialien aufgezeigt.

Charakterisierung endlosfaserverstärkter Thermoplastprofile (Kapitel 5)
Zur Beurteilung der mechanischen Eigenschaften und Charakterisierung der zugrundeliegenden Wirkmechanismen werden experimentelle Untersuchungen an FKV-Profilen der definierten Materialien durchgeführt. Hierfür werden der Faservolumengehalt (FVG) ermittelt und Schliffbildanalysen zur Beurteilung der Homogenität des Materials sowie der Höhe der Porosität durchgeführt.

Daraufhin erfolgt die mechanische Charakterisierung. Da thermoplastische Matrixsysteme verwendet werden, welche z. T. hygroskopische Eigenschaften aufweisen, werden die Materialien sowohl in trockenem als auch in konditioniertem Zustand geprüft. Um zusätzlich eine Aussage zu den mechanischen Eigenschaften im relevanten Temperaturbereich

automobiler Komponenten treffen zu können werden Prüfungen im Bereich von -35 °C bis +85 °C durchgeführt. Sowohl die Konditionierung als auch die Temperatur beeinflussen vor allem die Matrixeigenschaften. Aus diesem Grund werden die matrixdominierten Beanspruchungen auf Druck und Schub geprüft. Zur Beurteilung des Verhaltens bei komplexen Spannungszuständen wird zusätzlich eine Biegeprüfung durchgeführt. Abschließend erfolgt ein Abgleich mit der Simulation sowie eine Gegenüberstellung der Resultate bzgl. der Forschungsfragen der vorliegenden Arbeit.

Bauteilauswahl und -optimierung (Kapitel 6)
Zu Beginn wird eine Auswahlmethodik erarbeitet, welche auf Basis von FEM-Simulationen potenzielle Bauteile zur Umsetzung in Skelettbauweise identifiziert. Die Auswahl beruht auf Kennwerten zur Beurteilung des Belastungszustandes, der Energieabsorption sowie der Festigkeits- und Steifigkeitsrelevanz.

Auf Basis der ermittelten Eigenschaften werden in diesem Kapitel allgemeingültige Vorgehensweisen zur Auswahl der Materialien im Entwicklungsprozess eines Bauteils in Skelettbauweise unterschiedlicher Komplexitätsgrade erarbeitet. Diese erweitern den im MAI-Skelett Forschungsprojekt erarbeiteten Workflow zur Auslegung.

Stellvertretend für einfache Bauteile wird eine Optimierung des Windlaufs hinsichtlich der verwendeten Materialien durchgeführt. Dazu werden simulativ die Materialkombinationen der FKV-Profile hinsichtlich der mechanischen Bauteilkennwerte eruiert. Daraufhin folgt die Auswahl der Kombination mit minimalen Materialkosten bei Erfüllung der mechanischen Randbedingungen.

Für komplexe Bauteile werden die Parameteroptimierung sowie genetische Optimierungsalgorithmen angewendet. Basierenden auf der Verteilung der Materialien der im Bauteil vorhandenen Profile wird eine Optimierung des Querschnitts durchgeführt. Sie unterliegt dabei Steifigkeits-, Festigkeits- und Stabilitätsrandbedingungen. Die Kosten-, Gewichts- sowie Festigkeitsanalyse erfolgt mittels eines externen Skripts. Der Workflow wird exemplarisch an einer Schubstrebe durchgeführt und das wirtschaftliche Potential aufgezeigt.

Experimentelle Validierung der Optimierung am Beispiel des Windlaufs (Kapitel 7)
Zur Validierung werden am Beispiel des Windlaufs die Ergebnisse der Optimierung in reale Bauteile übertragen und experimentell statisch sowie dynamisch geprüft. Bei den dynamischen Prüfungen wird eine Aussage bzgl. der Strukturintegrität getroffen. Auf Basis der Ergebnisse werden die Eigenschaften des optimierten Bauteils sowie die Übertragbarkeit der ermittelten Eigenschaften auf Profilebene diskutiert.

Zusammenfassung und Ausblick (Kapitel 8)
Abschließend werden die wichtigsten Erkenntnisse der Arbeit zusammengefasst. Darauf basierend wird ein Ausblick auf weiterführende Fragestellungen gegeben.

4 Betrachtete Materialien

Im Rahmen dieser Arbeit werden faserverstärkte Kunststoffe betrachtet, welche für den Einsatz in der automobilen Großserie geeignet sind. Als Verstärkungsfaser haben sich insbesondere CF und GF etablieren können. Um den Werkstoff im Fertigungsprozess von Hybridbauteilen in Skelettbauweise nutzten zu können, muss eine thermoplastische Matrix eingesetzt werden. Die Wahl dieser wird durch die hohen Anforderungen im automobilen Produktionsprozess stark eingeschränkt. Dort treten Maximaltemperaturen von etwa 190 °C im Zuge der Trocknungsvorgänge auf [46]. Sollen Bauteile in die bestehende Fertigung der Karosseriestruktur eingebracht werden, beschränkt sich die Auswahl somit auf technische und Hochtemperatur-Thermoplaste nach Abbildung 4.1. Aufgrund der mechanischen Eigenschaften, der Verarbeitbarkeit, der Kosten und der Marktverfügbarkeit wird PA6 als Matrixmaterial ausgewählt. Zudem hat Grätzl in [47] gezeigt, dass PA6 Materialien erfolgreich im automobilen Produktionsprozess eingesetzt werden können.

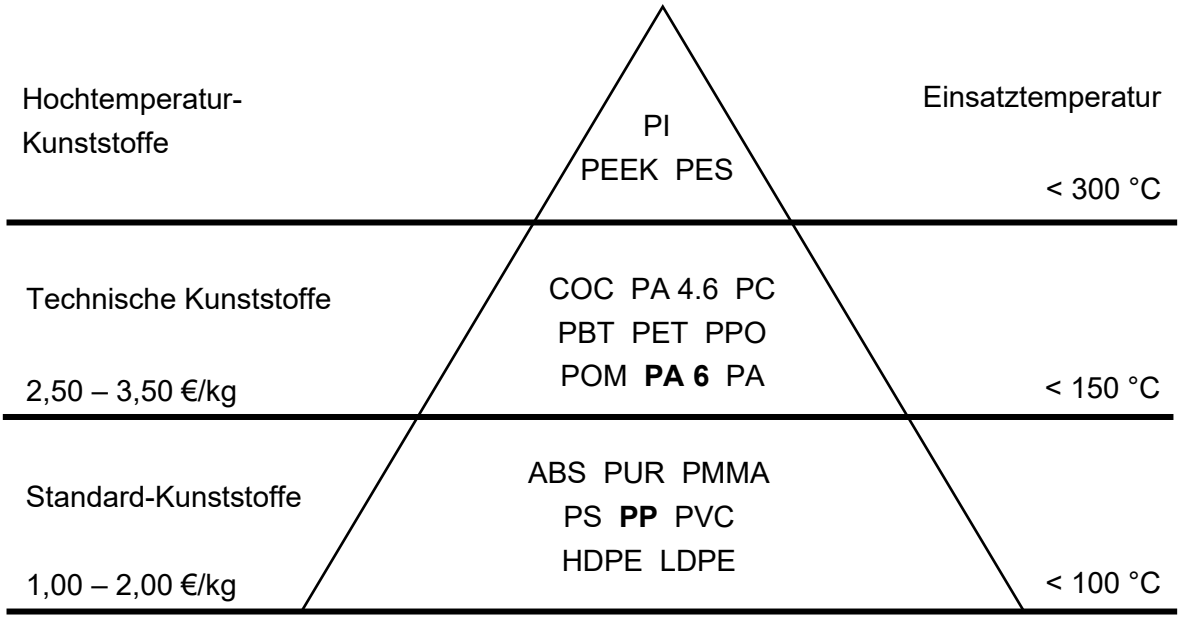


Abbildung 4.1: Technische Kunststoffe (in Anlehnung an [48])

Bauteile, welche erst nach der kathodischen Tauchlackierung (KTL) und den Trocknungsöfen an die Karosserie montiert werden, werden Anbauteile genannt. Sie unterliegen folglich geringeren Anforderungen an die Temperatur- und Medienbeständigkeit. Aus diesem Grund können hierfür auch Standard-Kunststoffe verwendet und somit Kosten eingespart werden. Aufgrund der mechanischen Eigenschaften, der Dichte, der Kosten und der Verfügbarkeit wird als Vertreter der Standard-Kunststoffe Polypropylen (PP) ausgewählt. Die typischen Eigenschaften der ausgewählten Kunststoffe sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst.

Tabelle 4.1: Eigenschaften PA6 und PP

Eigenschaft	**Einheit**	**PA6 trocken / konditioniert**	**PP**
Dichte	g/cm³	1,13 / -	0,91
Zugfestigkeit	MPa	90 / 45	35
Zug-E-Modul	MPa	3500 / 1200	1600
Glasübergangs-temperatur T_g	°C	60 / 20-30 [49]	-10 [50]

Die Halbzeuge der untersuchten Materialien wurden von der SGL Technologies GmbH, Meitingen in einem Pultrusionsverfahren hergestellt. Der allgemeine Ablauf eines Pultrusionsprozesses ist in Abbildung 4.2 schematisch dargestellt ist. Der Vorgang, auch Strangziehen genannt, ist kontinuierlich und bietet aufgrund des hohen Automatisierungsgrades wirtschaftliche Vorteile gegenüber anderen etablierten Fertigungsmethoden für Faserverbundbauteilte, wie dem Nasspressen oder dem Harzinjektionsverfahren (RTM) [51].

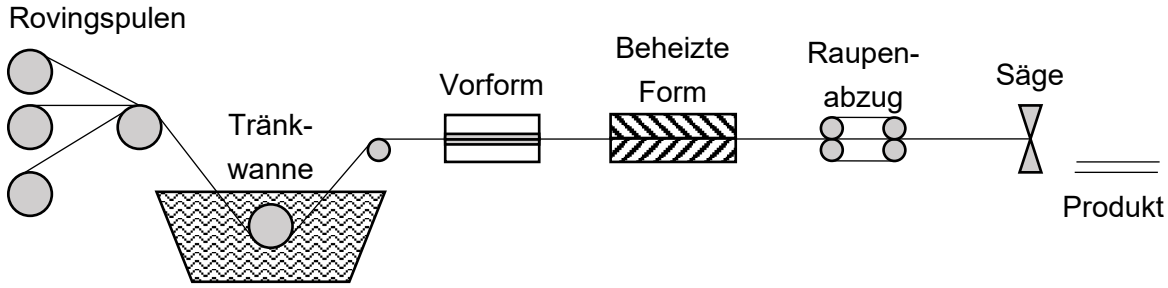


Abbildung 4.2: Schematischer Pultrusionsprozess (in Anlehnung an [52])

In einem ersten Schritt werden sogenannte Rods hergestellt. Hierfür werden Rovings gespreizt, imprägniert, geformt und auf Spulen aufgewickelt [53]. Die gewünschte Materialität sowie Anzahl an Rods wird im Anschluss zusammengeführt [54], aufgeheizt und in einer temperierten Form abgekühlt. Das ermöglicht eine flexible Produktion hinsichtlich der Materialität und der Profilquerschnitte, welche zur optimalen Auslegung von Bauteilen in dieser Bauweise notwendig sind. Ein Raupenabzug sorgt für den kontinuierlichen Vorschub des Halbzeugs. Mittels einer Säge kann das Profil auf die gewünschte Länge gebracht und so für den weiteren Fertigungsprozess zur Verfügung gestellt werden.

4.1 Kohlenstofffaser

CF sind organische Kohlenstoffverbindungen, die im Einsatz in Faserverbundwerkstoffen i. d. R. anisotrope Eigenschaften aufweisen. Dies ist auf die Graphitschichten zurückzuführen, welche in Richtung der Faserachse orientiert sind und transversal nur durch van-der-Waals Kräfte zusammengehalten werden. Sie zeichnen sich durch sehr hohe mechanische Eigenschaften hinsichtlich Steifigkeit und Festigkeit bei zugleich geringer Dichte aus. Hergestellt werden CF überwiegend aus Polyacrylnitril (PAN) und Pechen. Der sogenannte Precursor wird gesponnen, verstreckt, oxidativ stabilisiert, karbonisiert und z. T. graphitiert, um eine hohe Orientierung der Graphitschichten in Faserlängsrichtung für hohe mechanische Eigenschaften zu erhalten. Einen wesentlichen Einfluss besitzt dabei die Wahl des Precursors sowie die Prozesstemperaturen. In Abbildung 4.3 sind die gängigen Klassen der CF anhand ihrer Zugfestigkeit und ihres E-Moduls dargestellt. [55]

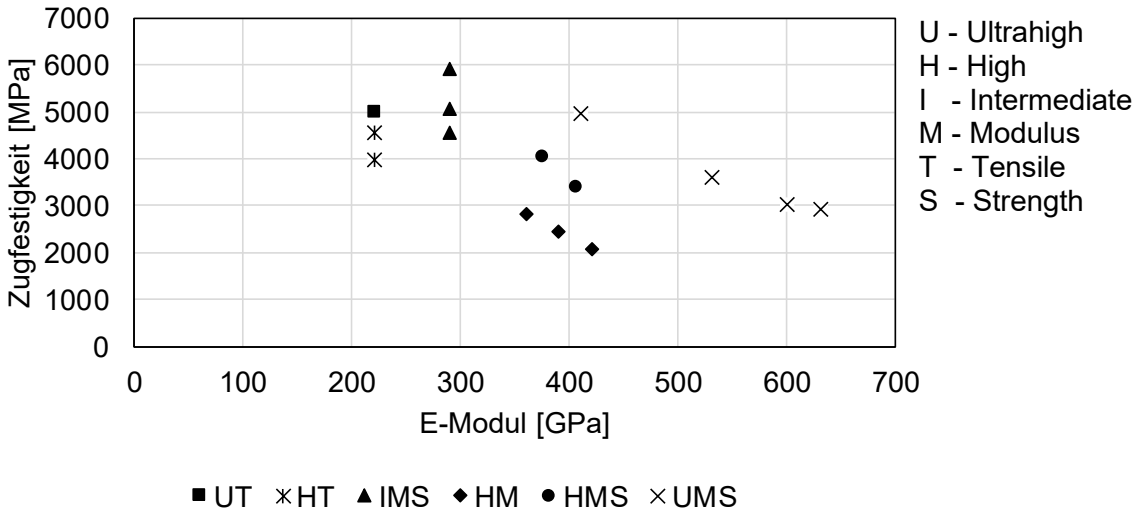


Abbildung 4.3: Klassen der Kohlenstofffasern (in Anlehnung an [56])

Als Verstärkungsfaser wird im Zuge der Arbeit eine C T50-4.4/255-T140 CF von SGL eingesetzt, deren typischen Eigenschaften in Tabelle 4.2 aufgelistet sind.

Tabelle 4.2: Eigenschaften SIGRAFIL C T50-4.4/255-T140 laut Datenblatt

Eigenschaft	**Einheit**	**Wert**
Dichte	g/cm³	1,78
Zugfestigkeit	MPa	4400
Zug-E-Modul	MPa	255000
Bruchdehnung	%	1,65

Mit diesen Eigenschaften ordnet sich die CF im Bereich der HT Fasern ein. Ihr Herstellprozess basiert auf Polyacrylnitril-Fasern. Der schematische Herstellprozess ist in Abbildung 4.4 dargestellt.

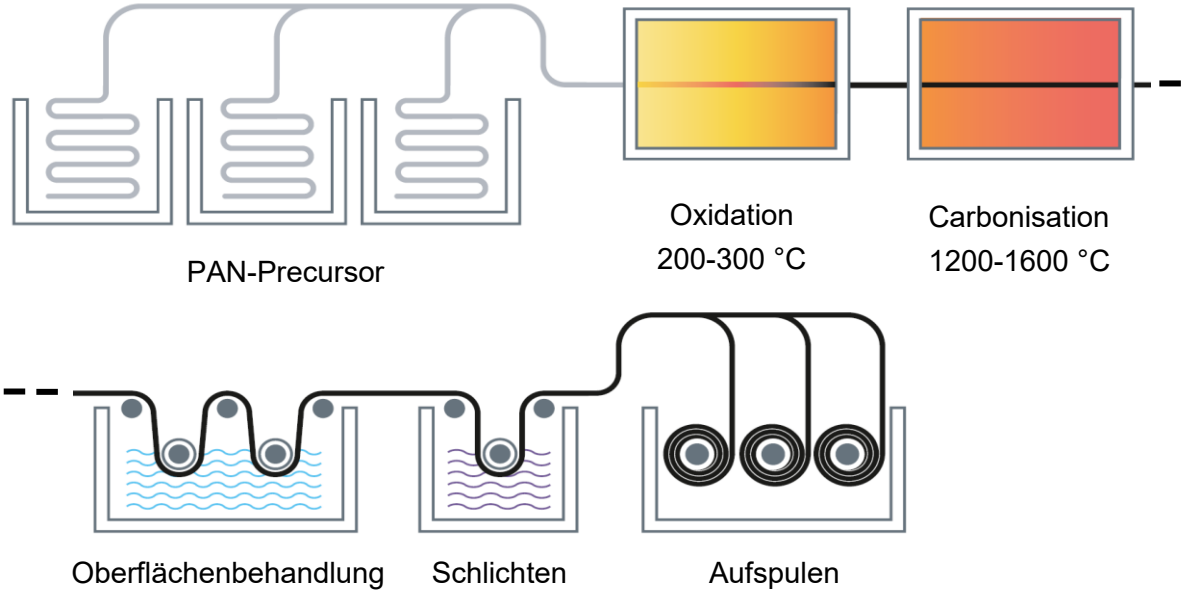


Abbildung 4.4: Herstellprozess Sigrafil-Kohlenstofffaser (in Anlehnung an [57])

Die Weiterverarbeitung auf Heavy-Tow Basis mit 50.000 Filamenten ermöglicht es bei Folgeprozessen in der Produktion Zeit- und Kostenvorteile zu erzielen. Für die größtmögliche mechanische Performance im FKV ist die Faser-Matrix-Anbindung von hoher Bedeutung [58]. Um diese im Verbund mit thermoplastischer Matrix zu gewährleisten wird eine spezielle Schlichte T140 bzw. T115 verwendet, welche für Polyamid- respektive Polypropylen-Matrixsysteme entwickelt wurde. [57]

4.2 Glasfaser

GF ordnen sich in die Gruppe der anorganisch-nichtmetallischen Werkstoffe ein und besitzen isotrope, d. h. richtungsunabhängige, Eigenschaften [55]. Sie weist sehr gute mechanische Eigenschaften hinsichtlich ihrer Zug- und Druckfestigkeit auf [59]. Im Vergleich zu anderen Fasertypen, insbesondere der CF, ist jedoch eine deutlich geringerer E-Modul bei höherer Dichte festzustellen. Ein Überblick über unterschiedliche Glasfasertypen bzgl. deren Zugfestigkeit und E-Modul ist in Abbildung 4.5 dargestellt. Der größte Vorteil gegenüber anderen Verstärkungsfasern ist der geringe Preis.

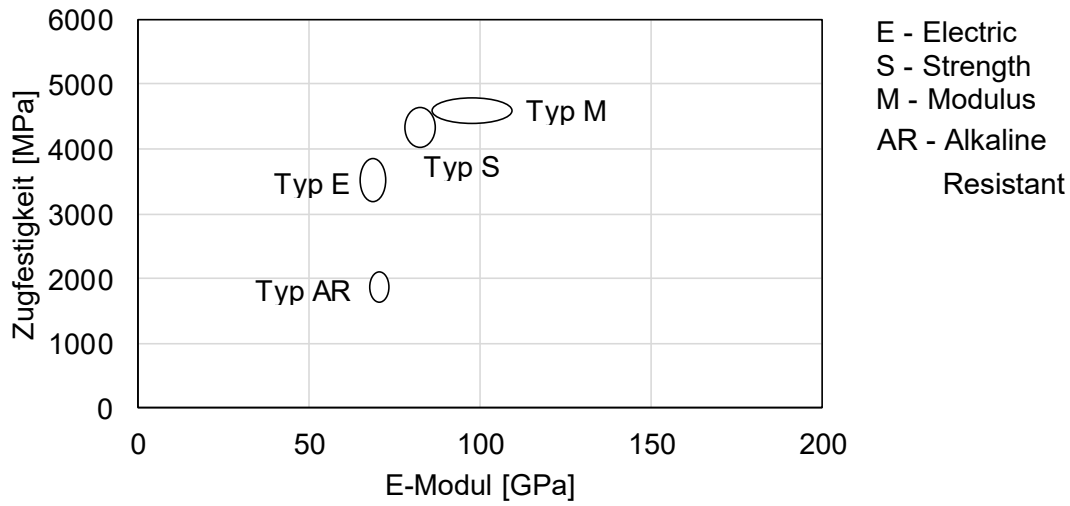


Abbildung 4.5: Klassen von Glasfasern (in Anlehnung an [60])

Typische Eigenschaften der verwendeten E-Glasfaser sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst. Je nach Fasertyp ist eine starke Reduktion der Festigkeit ab ca. 200 °C (E-Glas) oder höher festzustellen [61].

Tabelle 4.3: Eigenschaften E-Glasfaser

Eigenschaft	**Einheit**	**Wert**
Dichte	g/cm³	2,66
Zugfestigkeit	MPa	2600
Zug-E-Modul	MPa	73000
Bruchdehnung	%	3,5

97 % der E-Glasfasern werden im Düsenziehverfahren hergestellt, welches in Abbildung 4.6 mit den wichtigsten Prozessparameter dargestellt ist. Dabei wird das Gemenge der Bestandteile geschmolzen und durch Ziehdüsen geführt. Die darauffolgende Kühlung erfolgt mittels Kühlrippen und Wasserstrahlen. Daraufhin wir die Schlichte mit Hilfe einer Rolle aufgetragen und die Filamente aufgespult. Der finale Durchmesser ist dabei von der Größe der Düsen sowie den Abziehkräften abhängig.

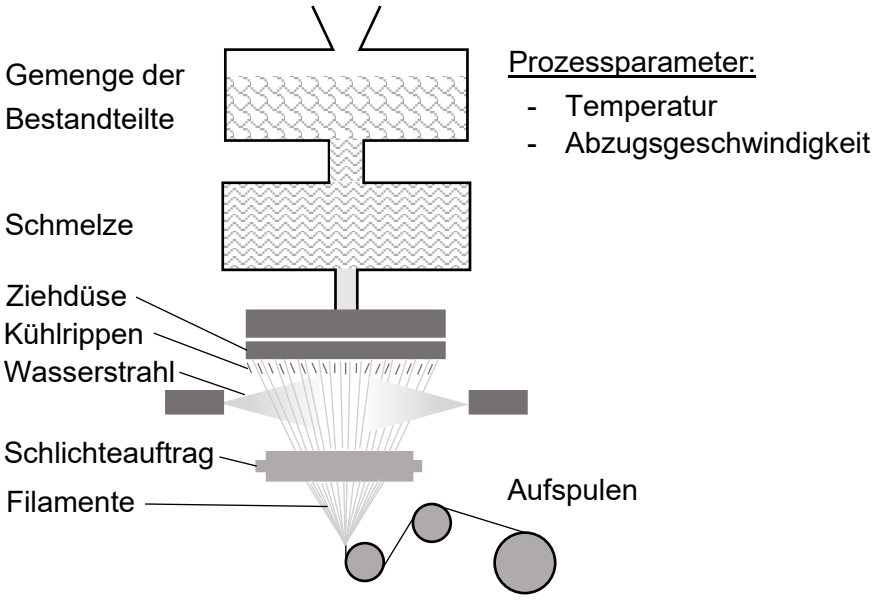


Abbildung 4.6: Schematischer Prozess Düsenziehverfahren (in Anlehnung an [55])

4.3 Hybridsysteme

Der Fertigungsprozess der Pultrusion bietet die Möglichkeit verschiedener Fasertypen vorgegebener geometrischer Anordnung zu Verarbeiten und auf diese Weise Hybridmaterialien zu fertigen [62]. Dabei sind unterschiedliche Hybridkonfigurationen möglich. Eine allgemeine Einteilung kann in drei Hybride getroffen werden, in welchen:

- bestimmte Strukturen deutlich größerer Abmessungen als der eines Garns aus unterschiedlichen Materialien gefertigt werden (vgl. Abbildung 4.7a).
- Garne unterschiedlicher Materialien (interyarn) verwendet werden, was einem Garn differenzierten (bundle-by-bundle) Verbund entspricht (vgl. Abbildung 4.7b).
- maximaler Durchmischung realisiert ist. Sie bestehen i. d. R. aus Garnen (intrayarn) die bereits unterschiedliche Fasern beinhalten, was einem faserdifferenzierten Verbund entspricht (vgl. Abbildung 4.7c).

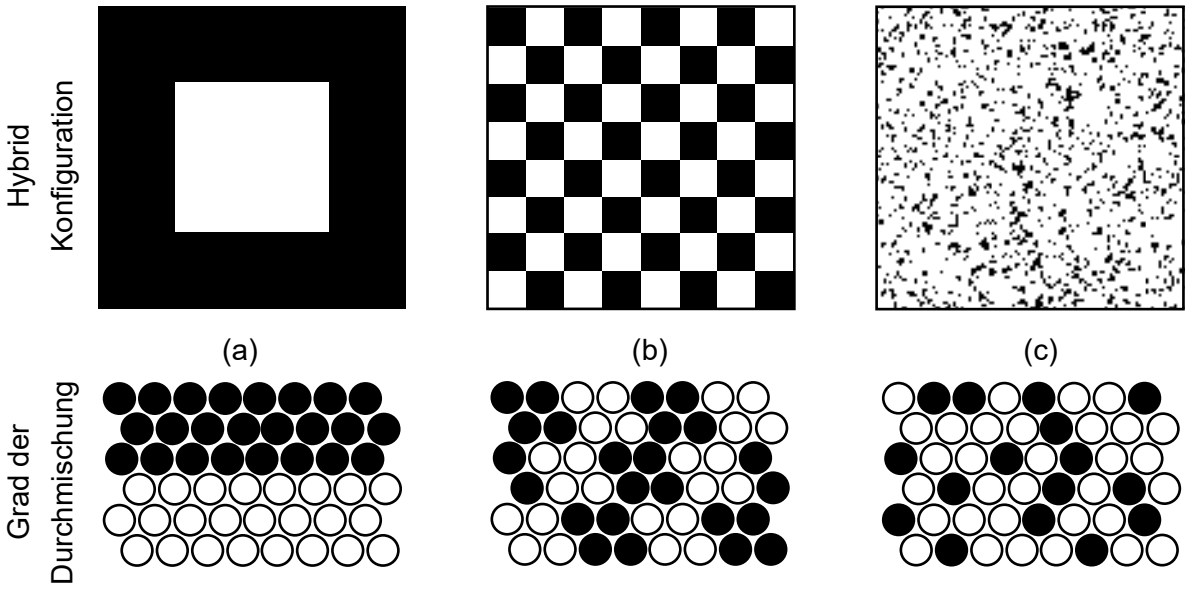


Abbildung 4.7: Hybridkonfigurationen zweier Fasertypen (in Anlehnung an [45])

Ein geometrischer Effekt zur Beeinflussung der Steifigkeit durch geometrische Anordnung der Werkstoffe ist der Steiner-Effekt. Basierend auf dem Satz von Steiner geht der Abstand zur neutralen Achse quadratisch in das Flächenträgheitsmoment I ein (s. Formel 4.1):

$$I_{\bar{y}} = I_y + \bar{z}_s^2 * A. \tag{4.1}$$

Dabei beschreibt I_y und $I_{\bar{y}}$ das Flächenträgheitsmoment bzgl. der Schwerpunktsachse und einer um $\bar{z}$ parallel dazu verschobenen Achse. A ist die Querschnittsfläche. Das entsprechende Produkt wird als Steiner-Anteil bezeichnet [63]. Aus diesem Grund ist der Einfluss der äußersten Schichten auf die Biegesteifigkeit eines Profils deutlich höher und sollte aus Materialien mit hohen mechanischen Eigenschaften gefertigt werden. Um diesen Effekt nutzen zu können wird ein Profil gefertigt, dessen Kern aus glasfaserverstärktem PA6 (PA6-GF) besteht und mit kohlenstofffaserverstärktem PA6 (PA6-CF) eingefasst ist. Diese Konfiguration wird im Folgenden als PA6-CF/GF bezeichnet. Das soll zu einer Reduktion der Materialkosten bei nahezu gleichbleibender mechanischer Funktion hinsichtlich Biegesteifigkeit und -festigkeit führen. Bei unterschiedlichen Belastungen führt dies zu unterschiedlichen Spannungszuständen im Hybridmaterial, welche hinsichtlich ihres Effekts untersucht werden.

Das Versagen nicht hybrider FKV ist typischerweise abrupt und katastrophal. Es zeigt sprödes Bruchverhalten wie in Abbildung 4.8a dargestellt. In hybriden Werkstoffverbunden (Abbildung 4.8b) aus unterschiedlichen FKV wird die Maximalkraft durch die spröde Faser dominiert. Basierend auf dem Verhältnis der beiden Materialien ergibt sich jedoch ein erneuter Anstieg der Kraft. Bei Sandwichstrukturen aus CF-verstärkten Decklagen und GF-Kern kann sich bei relativen Kerndicken von >90 % sogar eine Laststeigerung ergeben. Zudem kann das Verhältnis so abgestimmt werden, dass beide Fasern gleichzeitig

versagen, was bei Anforderungen hinsichtlich hoher elastischer Arbeitsvermögen von Interesse ist [64]. Bei einer entsprechenden Dispersion der Fasern und Verhältnis der Materialien kann sich ein graduelles Versagen, hier als pseudo-duktil bezeichnet, einstellen, wie in Abbildung 4.8c dargestellt.

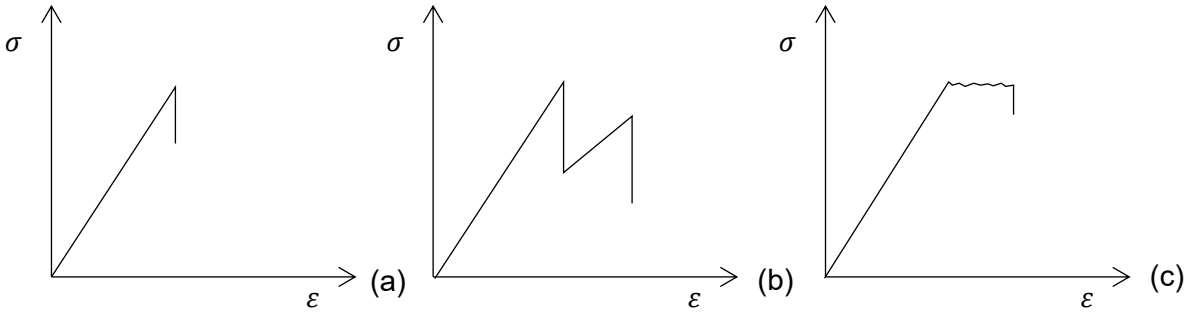


Abbildung 4.8: Schematische Spannungs-Dehnungs-Diagramme von (a) nicht hybriden, (b) hybriden und (c) pseudo duktilen FKVs (in Anlehnung an [45])

Ein weiterer wichtiger Aspekt in der Auslegung von Fahrzeugkomponenten ist deren Strukturintegrität. Sie muss im Fall eines Impakts bei sicherheitsrelevanten Bauteilen stets gewahrt werden. Hierfür bietet GF aufgrund der erhöhten Bruchdehnung Vorteile. Folglich wird ein Profil gefertigt, welches im Kern aus PA6-CF besteht und von PA6-GF umhüllt ist. Diese Anordnung wird im Folgenden als PA6-GF/CF bezeichnet. Unter Zug- und Druckbelastung werden die mechanischen Eigenschaften der CF genutzt. Jedoch sorgen die Außenflächen der Profile aus PA6-GF für eine höhere Bruchdehnung bei bspw. Biegebelastung.

Bei der Fertigung der Hybridprofile ist darauf zu achten, dass das Verhältnis der Materialien eine Fertigung des gewünschten Profils im Herstellungsprozess ermöglicht. Um eine vollkommene Umschließung des Kerns zu ermöglichen, wird ein Volumenverhältnis des außen- zum innenliegenden Material von 2 zu 1 gewählt. Die zu erwartenden mechanischen Eigenschaften gemäß der Mischungsregel (ROM) sind für die in dieser Arbeit untersuchten Materialienkombinationen in Tabelle 4.4 zusammengefasst.

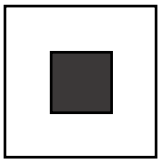
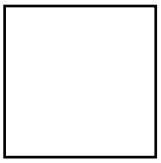
Tabelle 4.4: Theoretische Eigenschaften der betrachteten Materialien in getrocknetem Zustand bei einem Faservolumengehalt von 45%

Eigenschaft	Einheit	PA6-CF	PA6-CF/GF	PA6-GF/CF	PA6-GF	PP-CF
Dichte	g/cm³	1,42	1,55	1,69	1,81	1,30
Zug-E-Modul*	MPa	116675	89648	61802	34775	115630
Rel. Kosten	%	100	90	124	39	97

*linear ROM

In den relativen Kosten sind sowohl Material- als auch Fertigungskosten berücksichtigt. Zur Beurteilung des Hybrideffekts wird die Abweichung der Eigenschaften von der ROM betrachtet. Es muss beachtet werden, dass die ROM abhängig von der betrachteten Eigenschaft und Belastung unterschiedlich definiert ist. Während die Steifigkeit sich linear aus den Eigenschaften der Materialien gewichtet mit dem Volumengehalt ergibt, ist die Festigkeit bilinear zu berechnen. Zusätzlich spielt die geometrische Anordnung der Materialien bei der Biegebelastung eine entscheidende Rolle. Die theoretischen Querschnitte der verwendeten Materialien sind in Tabelle 4.5 dargestellt. Zudem sind deren Vor- und Nachteile aufgelistet, welche aus der Literatur zu erwarten sind. Diese Eigenschaften sollen im Zuge der Arbeit detaillierter analysiert werden.

Tabelle 4.5: Vor- und Nachteile der betrachteten Materialien

	Querschnitt	Vorteile	Nachteile
PA6-CF		- Temperaturbeständigkeit - Festigkeit - Steifigkeit - Dichte	- Hygroskopisch - Höhere Kosten
PA6-CF/GF		- Temperaturbeständigkeit - Hohe Biegesteifigkeit - Kosten	- Hygroskopisch - Höhere Dichte - Fertigung
PA6-GF/CF		- Temperaturbeständigkeit - Strukturintegrität - Elastisches Arbeitsvermögen - Kosten	- Hygroskopisch - Höhere Dichte - Fertigung
PA6-GF		- Temperaturbeständigkeit - Geringe Kosten - Festigkeit - Strukturintegrität	- Hygroskopisch - Geringe Steifigkeit - Höchste Dichte
PP-CF		- Dichte - Nicht hygroskopisch - Kosten	- Temperaturbeständigkeit

5 Charakterisierung endlosfaserverstärkter Thermoplastprofile

In diesem Kapitel werden die ausgewählten Materialien hinsichtlich ihrer Qualität und mechanischen Eigenschaften analysiert. Das dient als Grundlage zur Auswahl der im weiteren Verlauf der Arbeit verfolgten Materialien und deren spezifischen Einsatz im Bauteil. Zudem wird ein Abgleich mit der Simulation durchgeführt sowie die Ergebnisse diskutiert.

5.1 Schliffbildanalyse

Zur Beurteilung der Qualität des Werkstoffs werden Schliffbildanalysen mittels eines Auflichtmikroskops durchgeführt. Auf diese Weise werden die Lage und Anzahl von Fehlstellen sowohl auf mikroskopischer als auch makroskopischer Ebene ermittelt. Die Analyse wird mit dem Auflichtmikroskop „Polyvar MET“ der Firma Reichert-Jung mit MACRODUAL Zoom-System durchgeführt. Die Proben werden in das 2-Komponenten-Einbettmittel Technovit 4071 der Firma Kulzer GmbH eingebettet. Anschließend werden sie bis zu einer Körnung von 4000 geschliffen und mittels einer Suspension mit 1 µm poliert.

Die Porosität hat maßgeblichen Einfluss auf die in-plane Scherfestigkeit. Dabei können 1 % Poren zu einer Reduktion der in-plane Scherfestigkeit um 6 % führen [65]. Bei der Bestimmung des Porengehaltes nach ASTM D2734-16 werden je drei Proben analysiert. Im Zuge der Arbeit wird die Analyse mittels eines Mikroskops vorgenommen, was höheren Schwankungen unterliegt. Aus diesem Grund wird die Probenanzahl erhöht. Zur Bewertung werden je vier Proben mittels Imagic’s Image Management System (IMS) Software analysiert, welche die Fläche der Poren auf Basis ihres Grauwertes quantifiziert. Exemplarische Aufnahmen sowie die resultierenden Werte sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

Tabelle 5.1: Schliffbildanalyse

	PA6-CF	PA6-CF/GF	PA6-GF/CF	PA6-GF	PP-CF
Porosität [%]					
	0,9 (± 0,1)	2,5 (± 0,4)	2,9 (±0,3)	1,5 (± 0,4)	1,7 (± 0,3)

• Pore ▭ 2 mm

PA6-CF, PA6-GF und PP-CF besitzen einen Porengehalt von kleiner 2 %. PA6-CF/GF besitzt 2,5 % Fehlstellen. PA6-GF/CF weist keinen signifikant höheren Wert als PA6-CF/GF auf. Jedoch ist die geometrische Reproduzierbarkeit bei der Herstellung des PA6-GF/CF Profils verglichen mit PA6-CF/GF nicht gegeben, was mit einem vermehrten Austreten des Kernbereichs in die Seitenflächen einhergeht (vgl. Tabelle 5.1 mittig).

Auf mikroskopischer Skala können nach Santulli et al. [66] Fehlstellen in die vier Kategorien Mikroporosität, Zwischenfaser-Porosität, koplanare Porosität und Makroporosität unterteilt werden. Koplanare Porosität tritt meist in Zusammenhang mit unterschiedlichen Lagenorientierungen auf und ist somit für die betrachteten Materialien nicht relevant. Eine Makroporosität ist in Abbildung 5.1a am Beispiel von PA6-CF dargestellt. In Abbildung 5.1b können Zwischenfaserporositäten identifiziert werden. Diese entstehen durch dicht gepackte Faserbündel, was aufgrund der schlechteren Permeabilität zu Fehlstellen im Kern dieser Bündel führt. Zum anderen entstehen Reinharzbereiche zwischen den entsprechenden Bündeln. Diese Mikroporositäten sind als Fehlstellen in Reinharzbereichen zu identifizieren (Abbildung 5.1c). Diese drei Kategorien von Porosität sind bei allen betrachteten Materialien zu beobachten.

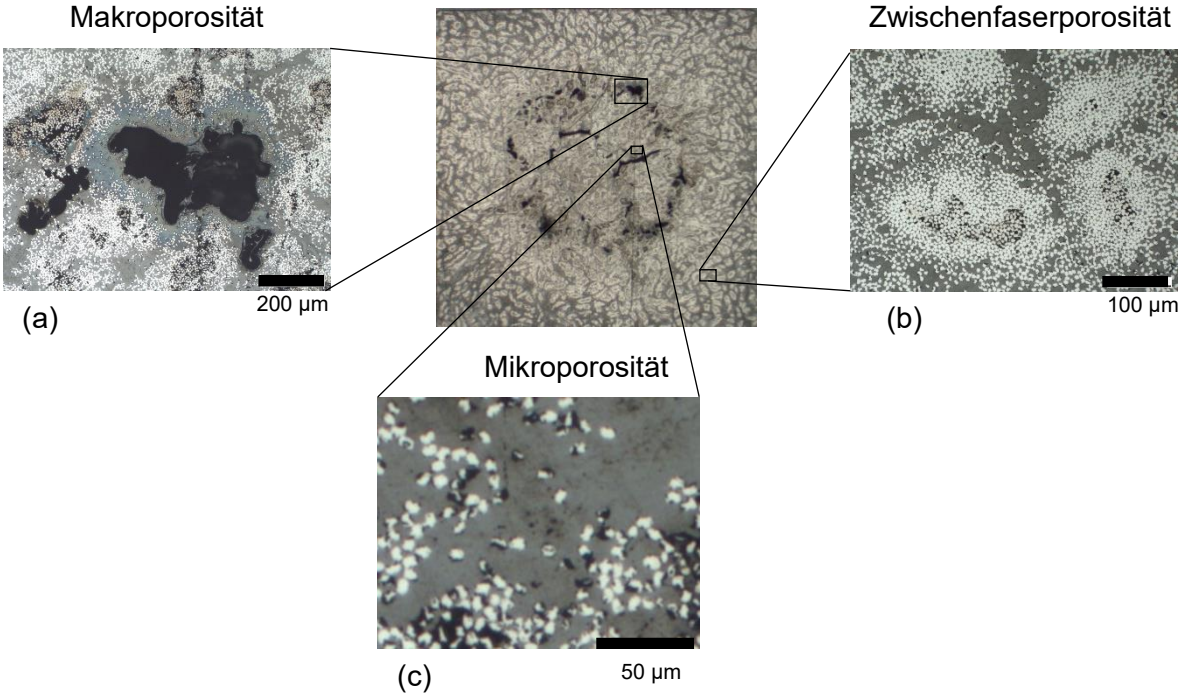


Abbildung 5.1: Makro-, Mikro und Zwischenfaserporosität

Bei der Betrachtung der Makroporositäten wird deutlich, dass sich die Fehlstellen in allen untersuchten Materialien im Zentrum des Profils akkumulieren, was auf den Prozess der Pultrusion zurückzuführen ist. Die Außenflächen kühlen im Gegensatz zum Zentrum des Profils schneller ab. Die langsame Abkühlung des Zentrums führt dabei zu Lufteinschlüssen und Bildung von Fehlstellen. Aufgrund der geometrisch nicht reproduzierbaren Herstellbarkeit von PA6-GF/CF wird dieses Material nicht weiter betrachtet.

5.2 Bestimmung des Fasergehaltes

Zur Bestimmung des Fasermassengehaltes wird eine thermogravimetrische Analyse (TGA) durchgeführt. Hierfür werden i. d. R. standardisierte Verfahren mit Maximaltemperaturen zwischen 450 °C und 625 °C verwendet. Ein normiertes Vorgehen für Hybridmaterialien aus CF- und GF-Faserverstärkungen gibt es derzeit nicht. Einen Vorschlag liefert [67] in welchem ein zweistufiger Prozess mit Haltestufen bei 500 °C und 900 °C zum Abbrennen der Matrix bzw. der CF als Erweiterung der ASTM D3171 durchgeführt wird. Ein vergleichbares Vorgehen wurde erfolgreich in [68] angewendet. Analog wurde ein BMW Standard aufgesetzt, welcher in dieser Arbeit Anwendung findet. Hierfür wird eine Leco TGA 701 verwendet. Vor Beginn der Prüfung wird die Masse der Probekörper $m1$ ermittelt. Der thermische Zersetzungsprozess ist in zwei Phasen unterteilt und findet unter Luftatmosphäre statt. Als erstes wird eine Temperatur von 500 °C eingestellt, was in Anlehnung an DIN 16459 bei einer Heizrate von 10 °C/min erfolgt. Das führt zur Zersetzung des organischen Matrixwerkstoffs. Dieser Zustand wird isotherm für 30 min gehalten. Die verbleibende Masse stellt den Massegehalt an Glas- und Carbonfasern dar. Der Glührest der verwendeten Matrix wird als vernachlässigbar angenommen und nicht berücksichtigt. Die teilweise Zersetzung der CF wir durch die Definition eines Glühverlustes X_{GV} berücksichtigt. Als zweite Phase wird die Probe auf eine Temperatur von 800 °C mit einer Heizrate von 20 °C/min aufgeheizt, was die Zersetzung aller organischen Bestandteile inklusive der Carbonfasern zur Folge hat. Die verbleibende Masse stellt den anorganischen Füllstoffanteil des Materials und somit den Massegehalt der Glasfaser dar. Die entsprechenden exemplarischen Masseverläufe der PA6 basierten Materialien sind in Abbildung 5.2 dargestellt. Je Material wurden drei Analysen durchgeführt.

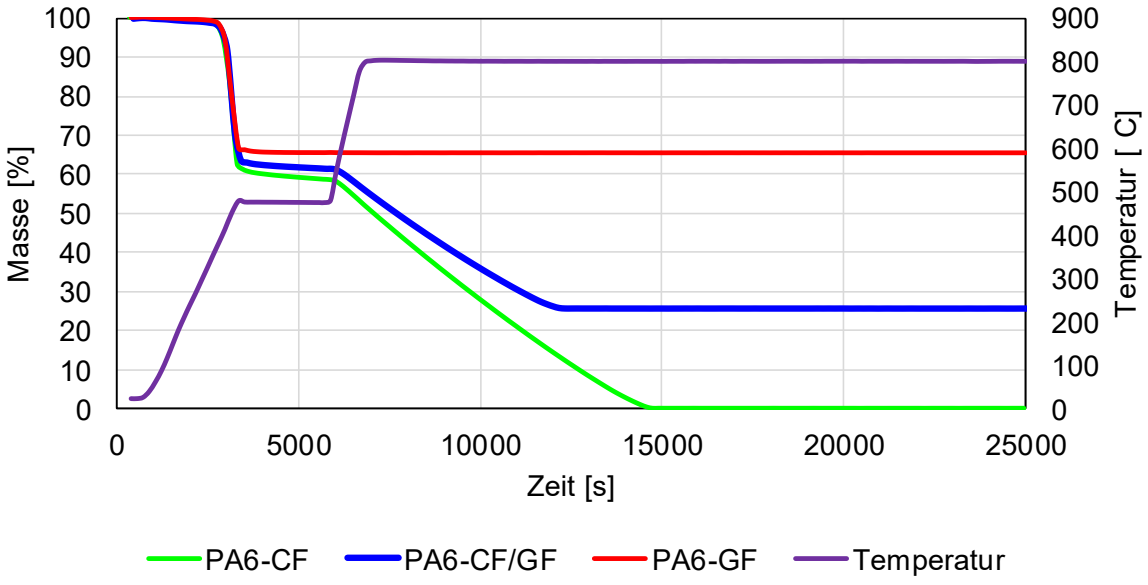


Abbildung 5.2: Temperatur- und Massenverlauf der TGA

Die resultierenden Fasermassenanteile W_f werden entsprechend Formel 5.1 und 5.2 berechnet:

$$W_{GF} = 100 * \frac{(m_{GF+T} - m_T)}{m_1}, \tag{5.1}$$

$$W_{CF} = 100 * \frac{(m_{Cf+T} - m_{GF+T})}{m_1} * (1 + X_{GV}). \tag{5.2}$$

Dabei entspricht m_{GF+T}, m_{Cf+T} und m_T der Masse des Probekörpers nach der 800 °C bzw. der 500 °C Stufe inkl. Tigel und der Tigelmasse. X_{GV} ist der Glühverlust der CF während der 500 °C Stufe und wird basierend auf Erfahrungswerten zu 0,5 % festgelegt. Daraufhin wird W_f mit Hilfe der in Tabelle 4.2 und Tabelle 4.3 genannten Dichten der Fasern ρ_f sowie des Probekörpers ρ_c in Volumengehalte φ_f umgerechnet (s. Formel 5.3):

$$\varphi_f = W_f * \frac{\rho_c}{\rho_f}. \tag{5.3}$$

Die resultierenden Werte sind in Tabelle 5.2 zusammengefasst.

Tabelle 5.2: Faservolumengehalt

	PA6-CF	**PA6-CF/GF**	**PA6-GF**	**PP-CF**
CF FVG [%]	47,32±0,19	31,29±0,04	-	47,8
GF FVG [%]	-	14,88±0,03	44,07±0,01	-
Dichte [g/cm³]	1,43	1,54	1,78	1,26

PA6-CF weist einen FVG von 47,32±0,19 % auf. Der kombinierte FVG in PA6-CF/GF beträgt 46,17±0,05 %. PA6-GF besitzt mit 44,07±0,01 % den geringsten FVG. Die Dichte steigt mit zunehmenden PA6-GF Gehalt an. PP-CF besitzt aufgrund der geringen Dichte der Matrix eine geringere Dichte als PA6-CF.

5.3 Probenkonditionierung

PA6 besitzt hygroskopische Eigenschaften, was bei einer steigenden Feuchtigkeit mit einer Reduktion der mechanischen Eigenschaften wie Steifigkeit und Festigkeit einhergeht [69]. Auf der anderen Seite werden die Fähigkeit Energie zu absorbieren sowie die Duktilität des Materials erhöht [70]. Um eine Vergleichbarkeit der Proben sicherzustellen ist es notwendig, einen definierten Konditionierungszustand der Proben zu gewährleisten. Im Folgenden wird zwischen trockenen und konditionierten Prüfkörpern unterschieden. Trockene Proben werden bei 80 °C in einem Ofen bis zur Gewichtskonstanz nach DIN EN ISO 1110 getrocknet. Sie ist gegeben, wenn die Masse in drei konsekutiven Wägungen mittels einer Analysewage mit 0,1 mg Genauigkeit die Toleranz von 0,1 % nicht überschreitet. Analog ist der gesättigte Zustand bei konditioniertem Zustand definiert. Die Proben werden nach DIN EN ISO 1110 bei 70 °C und 62 % Luftfeuchte in einer Klimakammer der Firma Vötsch Industrietechnik GmbH bis zur Massekonstanz gelagert. PP hingegen ist ein nicht-hygroskopischer Kunststoff. Aus diesem Grund wird PP-CF ausschließlich in trockenem Zustand geprüft.

Die Zeitspanne t_1 in Tagen bis zur ersten Wägung wird in der Norm abhängig von der Höhe der Probe h in Millimeter vorgeschlagen (vgl. 5.4). Sie soll wiederkehrend nach einer Dauer t_2 in Tagen entsprechend Formel 5.5 durchgeführt werden:

$$t_1 \geq \frac{1}{3} h^2, \tag{5.4}$$

$$t_2 \geq \frac{1}{8} h^2. \tag{5.5}$$

Bei einer Höhe h der pultrudierten Profile von 10 mm ergibt sich damit für t_1 und t_2 der theoretische Wert von 33 bzw. 13 Tagen.
In Abbildung 5.3 ist exemplarisch der reale Sättigungsverlauf eines PA6-CF Profils aufgetragen. Die Wägungen wurden im Abstand von drei bzw. vier Tagen durchgeführt. Hier ist zu erkennen, dass sich bereits nach 10 Tagen keine Änderung außerhalb der Toleranz ergibt. Dies ist eine wichtige Erkenntnis zur beschleunigten Konditionierung dicker faserverstärkter, thermoplastischer Materialien. Auf Basis der gewonnenen Daten wird eine Konditionierung von 10 Tagen für CFRTP-Profile mit PA6-Matrix empfohlen.

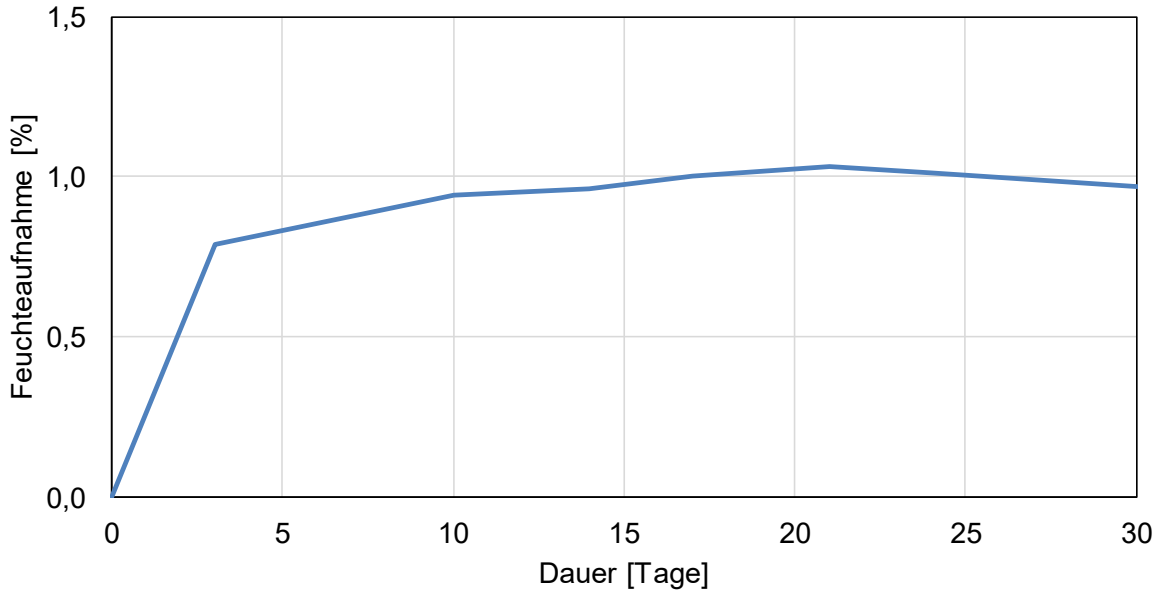


Abbildung 5.3: Sättigungsverlauf Konditionierung nach DIN EN ISO 1110

5.4 Mechanische Prüfungen

In diesem Kapitel wird der Aufbau, die Durchführung sowie die Auswertung der mechanischen Prüfungen der betrachteten Materialien vorgestellt. Die Materialien sind dabei farblich unterschieden, wobei PA6-CF grün, PA6-CF/GF blau, PA6-GF rot und PP-CF gelb dargestellt wird. Die Unterscheidung der Kennwerte der beiden Konditionierungszustände erfolgt durch eine Schraffierung der Kennwerte in konditioniertem Zustand. Die Prüfergebnisse werden mittels statistischer Auswerteverfahren analysiert und so auf signifikante Abweichungen untersucht (siehe Anhang B). Dabei wird ein Signifikanzniveau von 5 % verwendet. Abschließend werden die Ergebnisse vergleichend gegenübergestellt.

5.4.1 Druckprüfung

Um die mechanischen Eigenschaften unter Druckbeanspruchung zu prüfen, werden in Anlehnung an die DIN EN ISO 14126 Prüfungen an den FKV-Profilen durchgeführt. Die Proben der Länge 140 mm werden mit 65 mm langen Aufleimern präpariert und daraufhin durch eine Kombination von Stirnflächen- und Scherbeanspruchung beaufschlagt. Die freie Einspannlänge beträgt 10 mm. Der entsprechende Prüfaufbau ist in Abbildung 5.4 dargestellt.

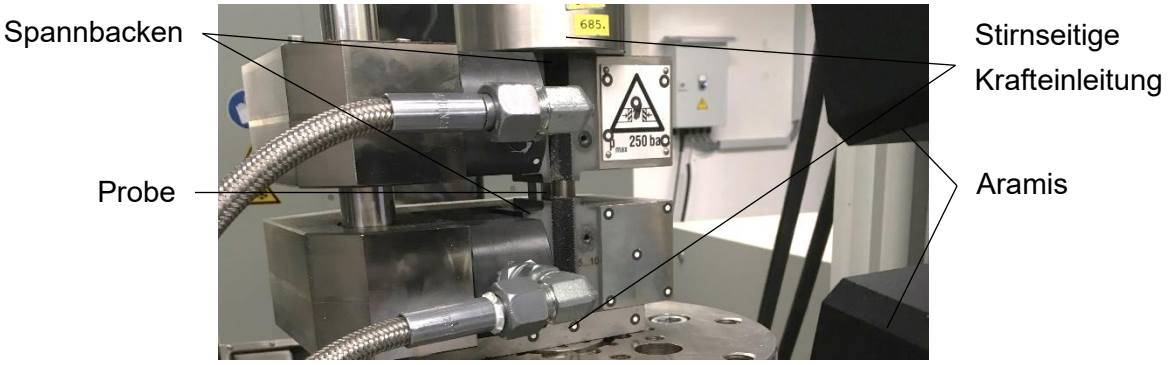


Abbildung 5.4: Versuchsaufbau der Druckprüfungen

Die Prüfungen erfolgen auf einer Universalprüfmaschine Zwick 250 mit der hydraulischen Druckvorrichtung für Verbundwerkstoffe (HCCF) bei Normklima. Der Spanndruck der HCCF beträgt 100 Bar. Als Vorkraft wird 100 N aufgebracht. Die Prüfgeschwindigkeit ist 1 mm/s. Die Dehnungsmessung erfolgt mittels Digital Image Correlation Aramis der Fa. GOM. Hierfür werden die Probekörper mit weißer Farbe grundiert und im Anschluss schwarze Punkte aufgetragen. Die Proben werden bis zum Versagen beansprucht, wobei ein gültiges Versagensbild vorliegt, wenn das Versagen im Bereich oder am Rand der freien Einspannlänge auftritt und kein Versagen der Stirnflächen zu beobachten ist. Geprüft werden je fünf Probekörper in trockenem und konditioniertem Zustand. Der 0° Druck-E-Modul E_c wird mittels Regression im Bereich zwischen 0,05 und 0,25 % Dehnung ermittelt. Aufgrund der geringen Bruchdehnung wird dieser Bereich für PA6-CF und PA6-CF/GF auf 0,05 bis 0,15 % beschränkt. Die 0° Druckfestigkeit σ_{cM} ermittelt sich analog folgender Formel:

$$\sigma_{cM} = \frac{F_{max}}{b\ x\ h}, \tag{5.5}$$

wobei F_{max} die Maximalkraft, b die Breite und h die Dicke des Probekörpers sind.

Die Kennwerte der Messungen für den 0° Druck-E-Modul sind in Abbildung 5.5 zusammengefasst.

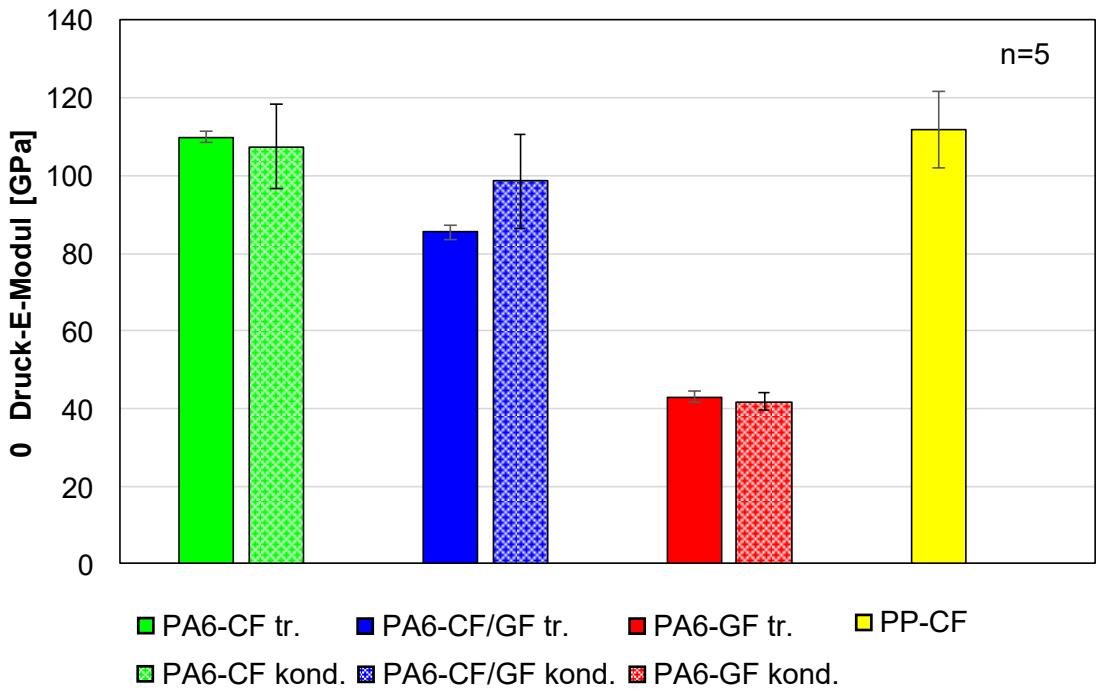


Abbildung 5.5: Auswirkung der Konditionierung auf den 0° Druck-E-Modul

Der 0° Druck-E-Modul nimmt mit steigendem GF Anteil linear ab. Dabei hat PA6-CF, PA6-CF/GF und PA6-GF Werte von 110±2 GPa, 85±2 GPa und 43±1 GPa. PP-CF besitzt mit 112±10 GPa keinen signifikant unterschiedlichen 0° Druck-E-Modul zu PA6-CF. Durch die Konditionierung ist keine signifikante Reduktion des E-Moduls für alle geprüften Materialien zu beobachten. In Abbildung 5.6 ist die ermittelte 0° Druckfestigkeit dargestellt.

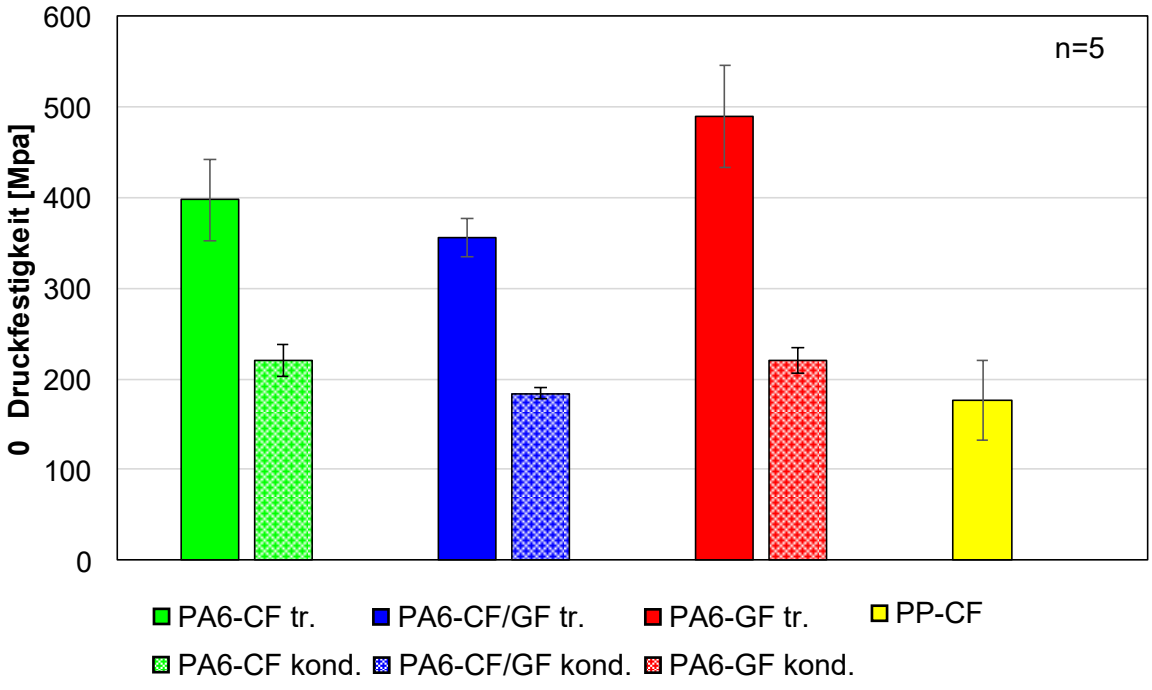


Abbildung 5.6: Auswirkung der Konditionierung auf die 0°-Druckfestigkeit

Die 0° Druckfestigkeit beträgt im trockenen Zustand 393±49 MPa, 356±21 MPa und 490±56 MPa für PA6-CF, PA6-CF/GF und PA6-GF. Die Konditionierung hat eine durchschnittliche Reduktion der Festigkeit von ca. 50 % zur Folge. PP-CF liegt mit 177±44 MPa im trockenen Zustand deutlich unter den Festigkeiten der trockenen Probekörper mit PA6-Matrix.

Hinsichtlich des Versagensbildes ist zu beobachten, dass bei den trockenen Proben ein spröder Bruch auftritt. Im Schliffbild ist im Inneren des Profils ein Abknicken der Fasern zu sehen (s. Abbildung 5.7a). Das Versagen der Matrix ist makroskopisch als Zwischenfaserbruch des Modus B zu klassifizieren. Das Versagensbild ist aufgrund der deutlich höheren Steifigkeit der Matrix im trockenen Zustand stärker ausgeprägt als im konditionierten. Im konditionierten Zustand führen die reduzierten Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte der PA6-Matrix zu keiner ausreichenden Stützung der Faser, was in einem Stabilitätsversagen der Faser unter 0° Druckbeanspruchung resultiert. Das Versagen ist nicht als Sprödbruch von außen erkennbar. Die Schliffbilder zeigen jedoch ein weiches Ausknicken der Faser im Inneren des Profils (Abbildung 5.7b).

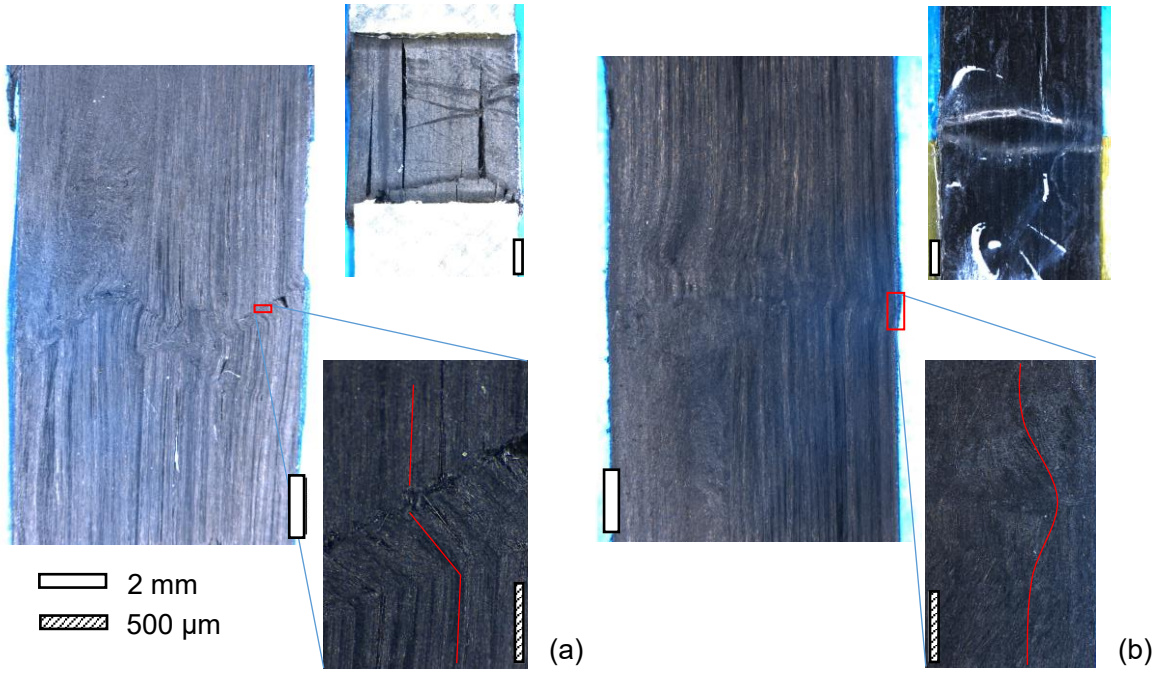


Abbildung 5.7: Versagensbild Druckprüfung PA6-CF im trockenen (a) und konditionierten Zustand (b)

5.4.2 Druck-Schub-Prüfung

Delamination ist ein kritischer Versagensmodus in FKV. Qualitätsprobleme in der Fertigung von FKV können die in-plane Schubfestigkeit negativ beeinflussen [71] und haben einen hohen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften [72] sowie dem Einsatz des Materials. Aus diesem Grund wird das intralaminare Interface charakterisiert. Im Zuge der Arbeit wird hierfür eine Druck-Schub-Prüfung (CST) durchgeführt, dessen Aufbau in Abbildung 5.8 dargestellt ist. Dabei wir die Probe zwischen Auf- und Gegenlager eingespannt. Die Kraft wird über eine Druckfinne in den Probekörper eingeleitet.

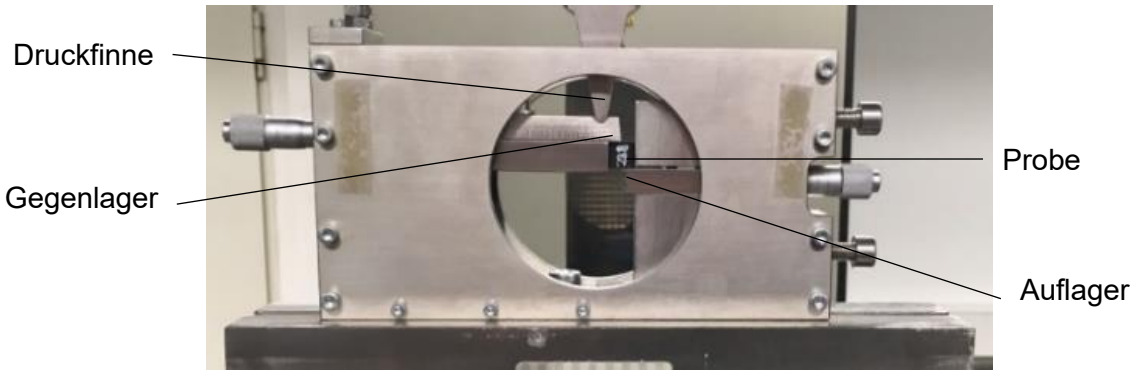


Abbildung 5.8: Versuchsaufbau Druck-Schub-Prüfung (CST)

Die Prüfung zeichnet sich durch eine sehr homogene Schubspannungsverteilung in der Schubebene aus [73]. Ferner ist sie ohne Einschränkungen auf Prüfkörper mit quadratischem Querschnitt anwendbar. Diese Freiheit bieten standardisierte Tests wie V-Kerb Scherversuche nach ASTM D7078, Zugversuch an ±45 °-Laminaten nach DIN14129 oder der Schubprüfung am kurzen Balken nach DIN 14130 nicht. Zudem ist die Präparation der Prüfkörper sehr einfach und es wird wenig Material benötigt.

Die Prüfungen werden an einer Universalprüfmaschine Zwick 150 mit 25 kN Kraftmessdose durchgeführt. Um den Einfluss der Feuchte und Temperatur zu beurteilen, werden die Prüfungen an konditionierten und getrockneten Prüfkörpern bei -35 °C, +23 °C sowie +85 °C durchgeführt. Es werden je sechs Probekörper mit Abmessungen von 10 mm x 10 mm x 10 mm bei einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min geprüft. Das Ablängen der Probekörper erfolgt mittels einer Tischkreissäge. Die verwendete Apparatur ist mit ihren entsprechenden Maßen in Abbildung 5.9 dargestellt. Auf Basis der gemessenen Kraft wird die Druck-Schub Spannung τ_C in der Schubebene wie folgt berechnet:

$$\tau_C = \frac{F_{eff}}{h * b}, \tag{5.6}$$

Wobei h und b die entsprechende Höhe und Breite der Prüfkörper sind. F_{eff} berechnet sich nach Formel 5.7 zu:

$$F_{eff} = \frac{P_{tot} * z}{R_d + d_i}. \tag{5.7}$$

P_{tot} ist die absolut gemessene Kraft und z der Hebelarm zwischen der Probe und der von der Prüfmaschine aufgebrachten Kraft. Die Summe aus R_d und d_i sind der Hebelarm der effektiven Kraft F_{eff}. Die entsprechenden Werte sind in Anhang C zusammengefasst. Das Versagen tritt bei allen Prüfkörpern durchgängig in der Schubebene auf.

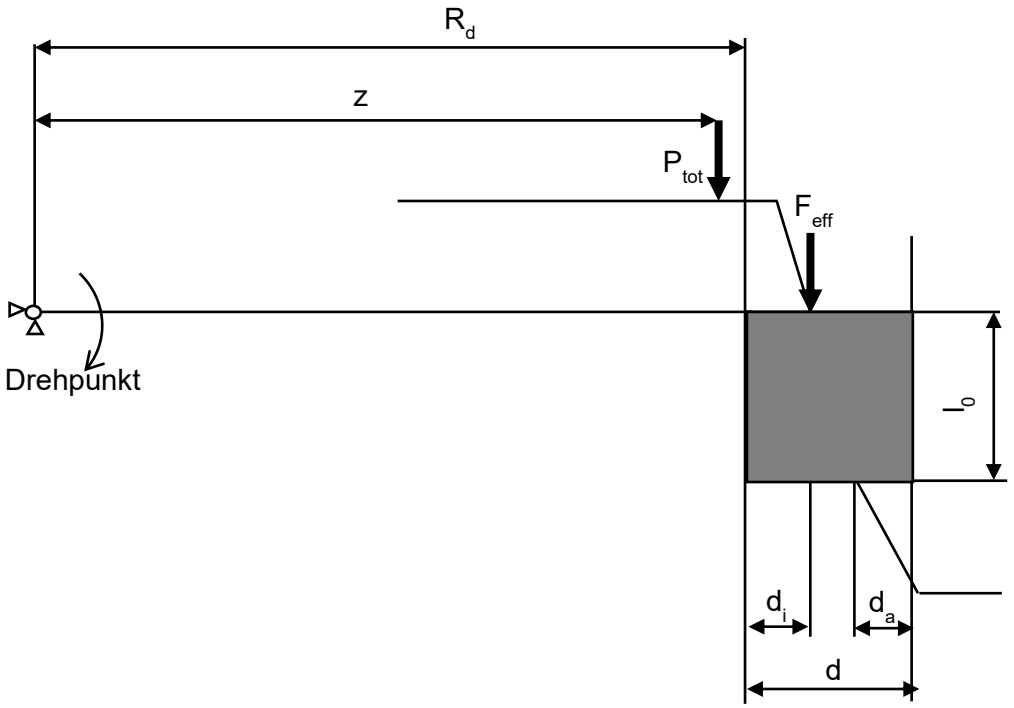


Abbildung 5.9: Geometrische Abmessungen CST-Vorrichtung

Die CST-Ergebnisse sind in Abbildung 5.10 und Abbildung 5.11 zusammenfassend dargestellt.

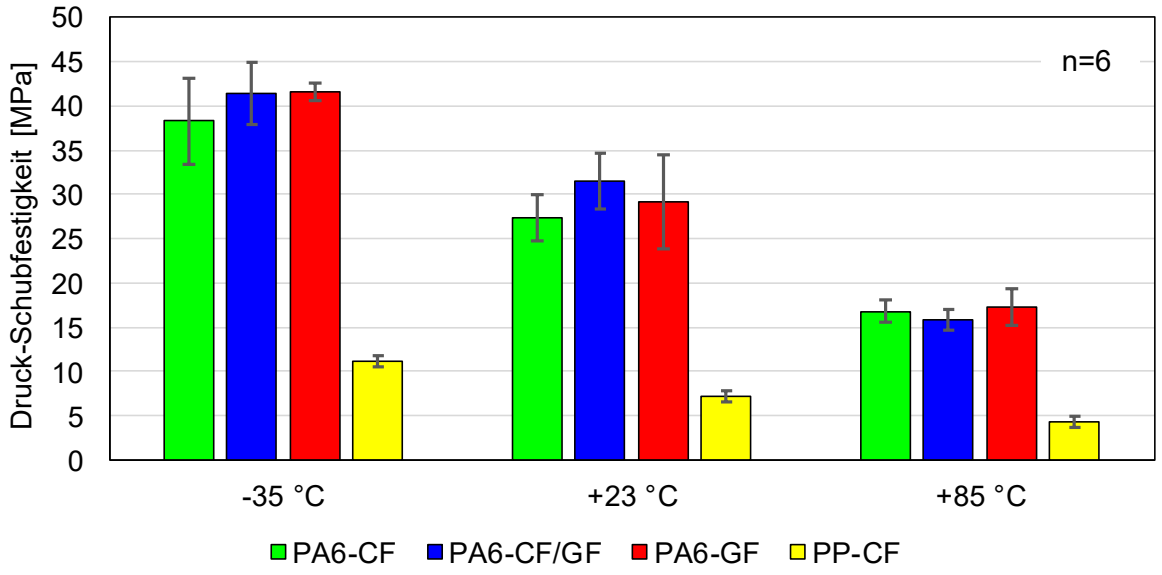


Abbildung 5.10: Temperatureinfluss auf Druck-Schub-Festigkeit in trockenem Zustand [74]

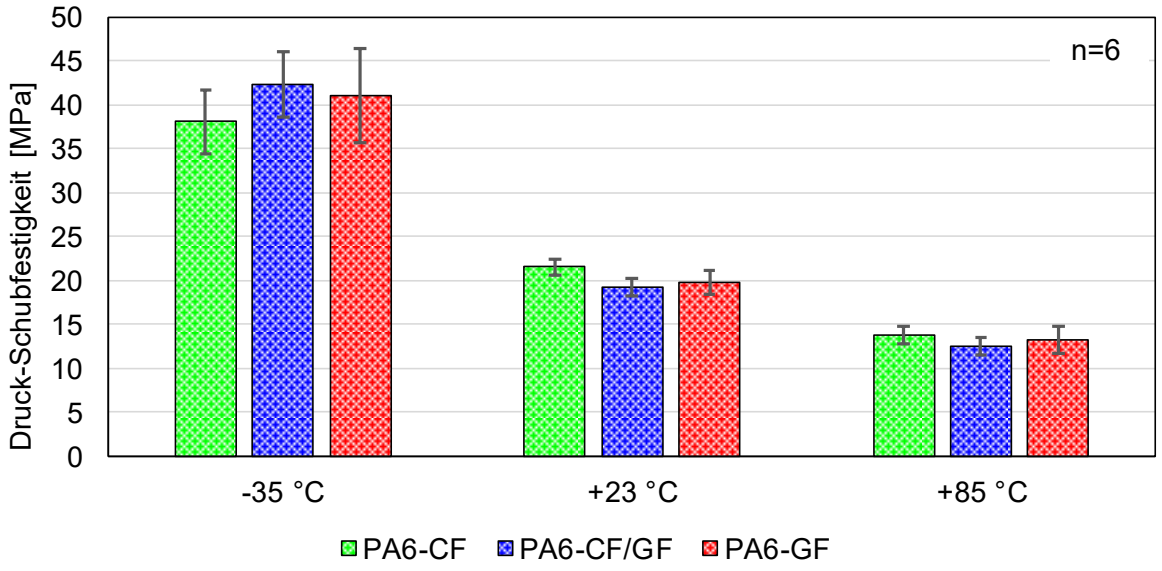


Abbildung 5.11: Temperatureinfluss auf Druck-Schub-Festigkeit in konditioniertem Zustand [74]

PA6-CF, PA6-GF und PA6-CF/GF zeigen bei -35 °C keine signifikanten Unterschiede in Bezug auf die Druck-Schubfestigkeit. Bei +23 °C in konditioniertem Zustand wurde für PA6-GF ein signifikant schlechterer Wert als für PA6-CF ermittelt. Auf Basis der gemessenen Kennwerte wird als Ursache hierfür ein statistischer Effekt aufgrund der Stichprobenanzahl vermutet. Hieraus lässt sich ableiten, dass die Faser-Matrix Haftung von PA6 zu CF wie auch zu GF auf demselben Niveau liegt. Im Gegensatz dazu zeigt PP-CF eine deutlich geringer Druck-Schubfestigkeit. Bei -35 °C zeigt sich aufgrund der Kristallisation der Wassermoleküle in den konditionierten Proben keine Auswirkung des Konditionierungszustandes auf die Druck-Schubfestigkeit gegenüber den trockenen Proben.

Im Allgemeinen nimmt die Druck-Schubfestigkeit der geprüften Materialien vom trockenen zum konditionierten Zustand sowie mit steigender Temperatur ab. Die temperaturbedingte Abnahme der Druck-Schubfestigkeit von -35 °C zu +85 °C liegt durchschnittlich bei -57 % im trockenen sowie -66 % im konditionierten Zustand.

Dabei ist die Reduktion des Kennwertes im trockenen Zustand zwischen +23 °C und +85 °C größer wohingegen im konditionierten Zustand zwischen -35 °C und +23 °C der höhere Abfall zu beobachten ist. Er lässt sich mit der reduzierten Glasübergangstemperatur im konditionierten Zustand (s. Tabelle 4.1) erklären. Bei Schubbelastung ist zudem der Effekt zu beachten, dass die aufgenommene Feuchtigkeit zum Quellen der Matrix führt, was die mechanischen Verbindungen zwischen kristallinen Bereichen und die Bindung der Faser zu Matrix reduziert, da u. A. Wasserstoffbrückenbindungen am Interface aufgebrochen werden [75].

Die Bruchfläche der Prüfkörper wird zur genauen Analyse der Ergebnisse mittels Rasterelektronenmikroskop (REM) untersucht. Abbildung 5.12b und d zeigt REM Aufnahmen der typisch vorliegenden Bruchflächen von PA6-CF sowie PA6-GF. Zudem sind Bruchflächen von Referenzproben PA6-CF ref. und PA6-GF ref. dargestellt (Abbildung 5.12a und 5.12d). Sie sind aus Celstran Celanese Tape hergestellt und mit einer Presse der Firma COLLIN konsolidiert [74]. Hier wird deutlich, dass PA6-CF und -GF einen deutlich geringeren Anteil an Anhaftung verbleibender Matrix auf den Fasern im Gegensatz zu den Referenzproben aufweisen. Großteils ist hier die Faseroberfläche direkt zu sehen. Dies bestätigt die Erkenntnis vergleichbarer Schubkennwerte der beiden Materialien, zeigt jedoch Potential auf, das Faser-Matrix Interface zu verbessern, um mehr kohäsive Brüche innerhalb der Matrix zu erzielen.

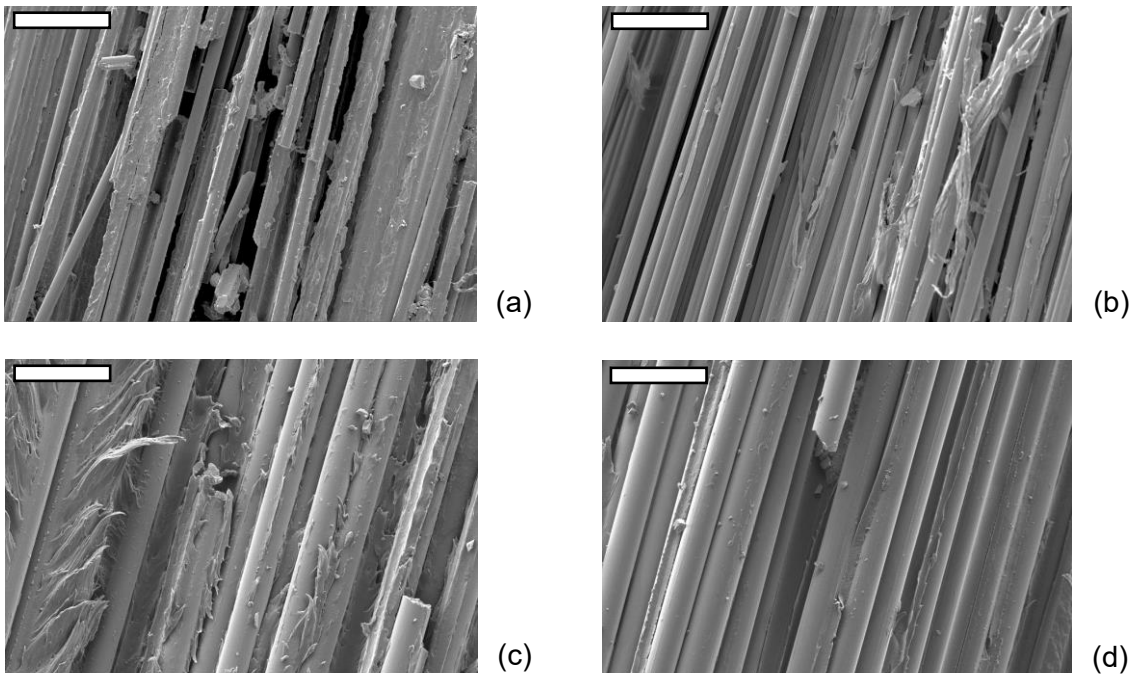


Abbildung 5.12: REM Aufnahmen der Bruchfläche von (a) PA6-CF ref. (b) PA6-CF (c) PA6-GF ref. (d) PA6-GF [74]

5.4.3 4-Punkt-Biegeprüfung

Zur Beurteilung der mechanischen Eigenschaften bei komplexen Spannungszuständen werden 4-Punkt-Biegeprüfungen in Anlehnung an DIN EN ISO 14125 durchgeführt. Hierbei treten sowohl Zug- und Druck- als auch Schubspannungen auf [76]. Der entsprechende Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.13 dargestellt.

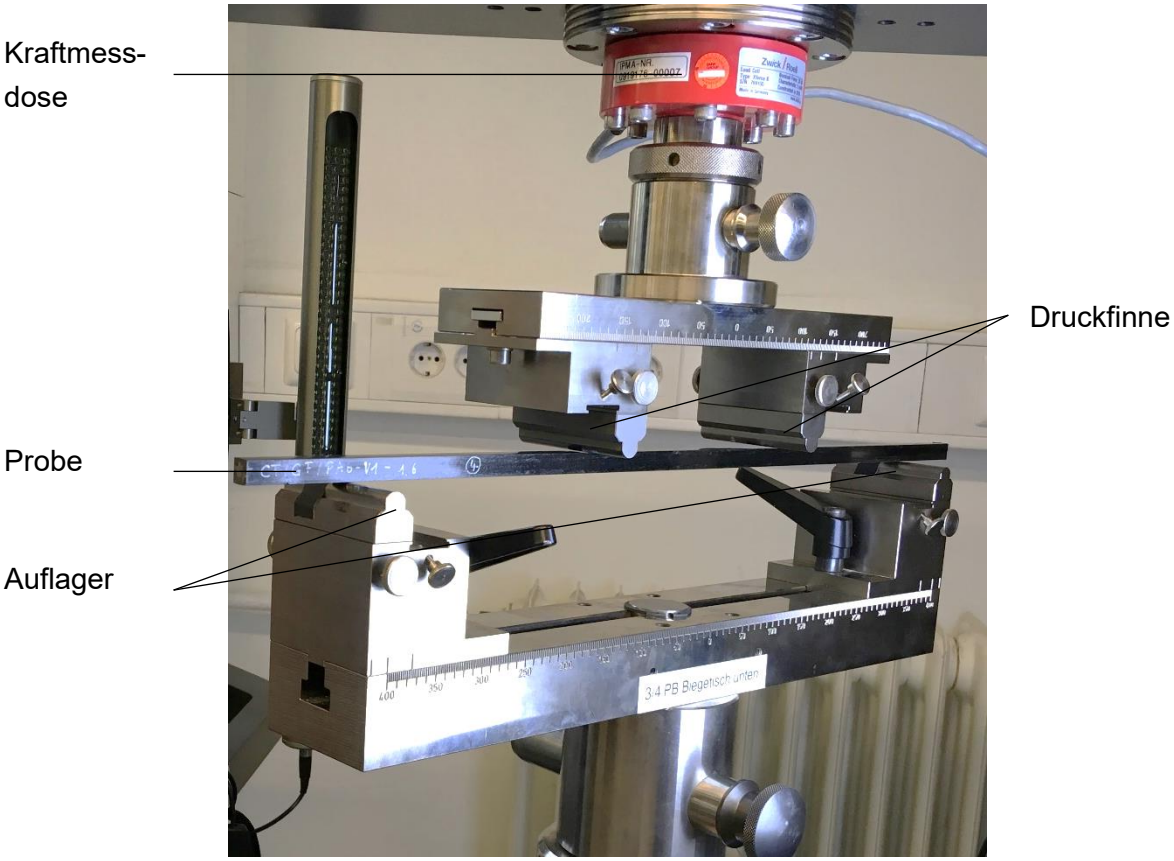


Abbildung 5.13: Versuchsaufbau 4-Punkt-Biegeprüfung

Für die Prüfungen kommt die Universalprüfmaschine Z100 der Firma Zwick/Roell mit einer 100 kN Kraftmessdose zum Einsatz. Zur Beurteilung des Einflusses der Feuchteaufnahme auf die Materialeigenschaften werden je fünf konditionierte sowie trockene Prüfkörper bei +23 °C mit einer Prüfgeschwindigkeit von 36 mm/min geprüft. Die Prüfkörper haben eine Länge von 350 mm bei einem Auflagerabstand von 250 mm und einer mittleren Stützweite von 83 mm. Die Biegesteifigkeit und -festigkeit wird wie folgt berechnet:

$$E_f = 500(\sigma_f'' - \sigma_f'), \tag{5.8}$$

$$\sigma_{fM} = \frac{FL}{bh^2} \; f\ddot{u}r \; s \leq 10\,\% \; Auflagerabstand, \tag{5.9}$$

$$\sigma_{fM} = \frac{FL}{bh^2}\left[1 + 8{,}78\left(\frac{s}{L}\right)^2 - 7{,}04\left(\frac{sh}{L^2}\right)\right] f\ddot{u}r \; s > 10\% \; Auflagerabstand, \tag{5.10}$$

wobei σ_f' und σ_f'' die Biegespannungen bei einer Dehnung von 0,05 % sowie 0,25 % sind. b und h sind die Breite und Höhe des Prüfkörpers. F ist die gemessene Kraft.

In Abbildung 5.14 sind die 0° Biegesteifigkeiten E_f im trockenen und konditionierten Zustand dargestellt.

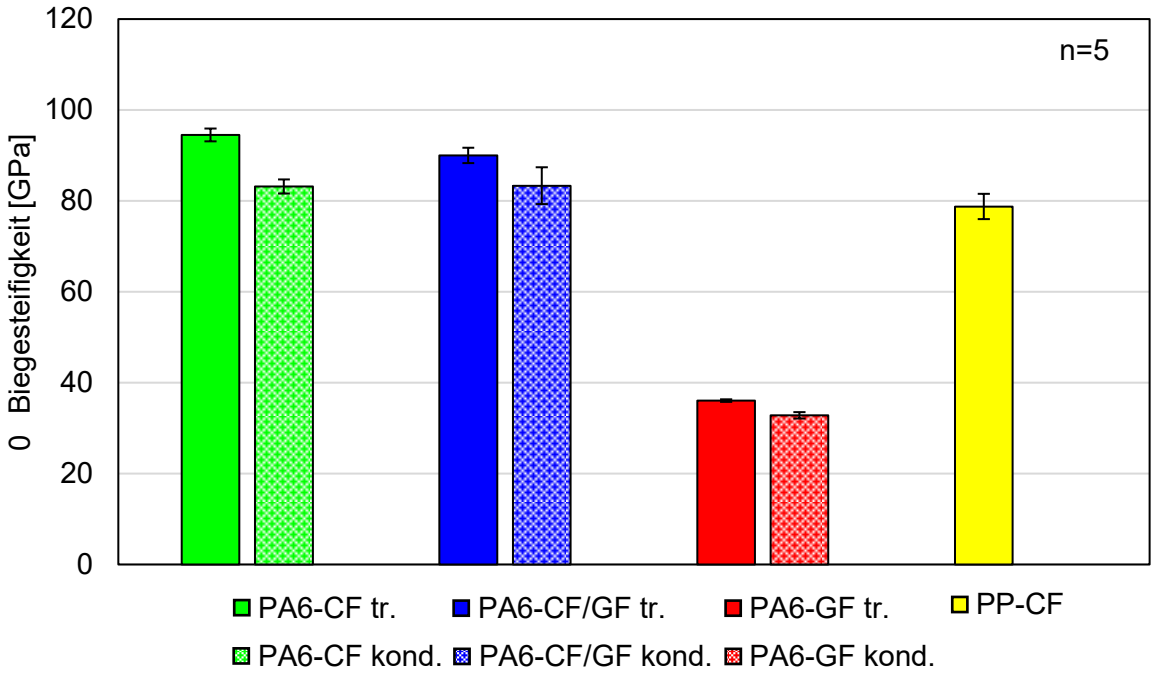


Abbildung 5.14: Auswirkung der Konditionierung auf die 0° Biegesteifigkeit

E_f beträgt für PA6-CF 94±1 GPa sowie 83±2 GPa in trockenem bzw. konditioniertem Zustand. PA6-CF/GF erreicht 95 % sowie 100 % der Kennwerte von PA6-CF. Die 0° Biegesteifigkeit von PA6-GF fällt in beiden Konditionierungszustände um -61 % gegenüber PA6-CF ab. PP-CF erreicht mit 79±2 GPa nicht die Steifigkeit von PA6-CF. Die relative Standardabweichung der 0° Biegesteifigkeit ist mit maximal 4,9 % bei PA6-CF/GF in konditioniertem Zustand über alle Proben sehr gering.

Bei allen Proben, bei welchen zwei Konditionierungszustände betrachtete werden, ist eine signifikante Reduktion von E_f durch die Konditionierung festzustellen. Sie beträgt durchschnittlich -9 %.

Als weitere mechanische Eigenschaften wird in dieser Prüfung die 0° Biegefestigkeit ermittelt. Sie ist in trockenem und konditioniertem Zustand in Abbildung 5.15 dargestellt.

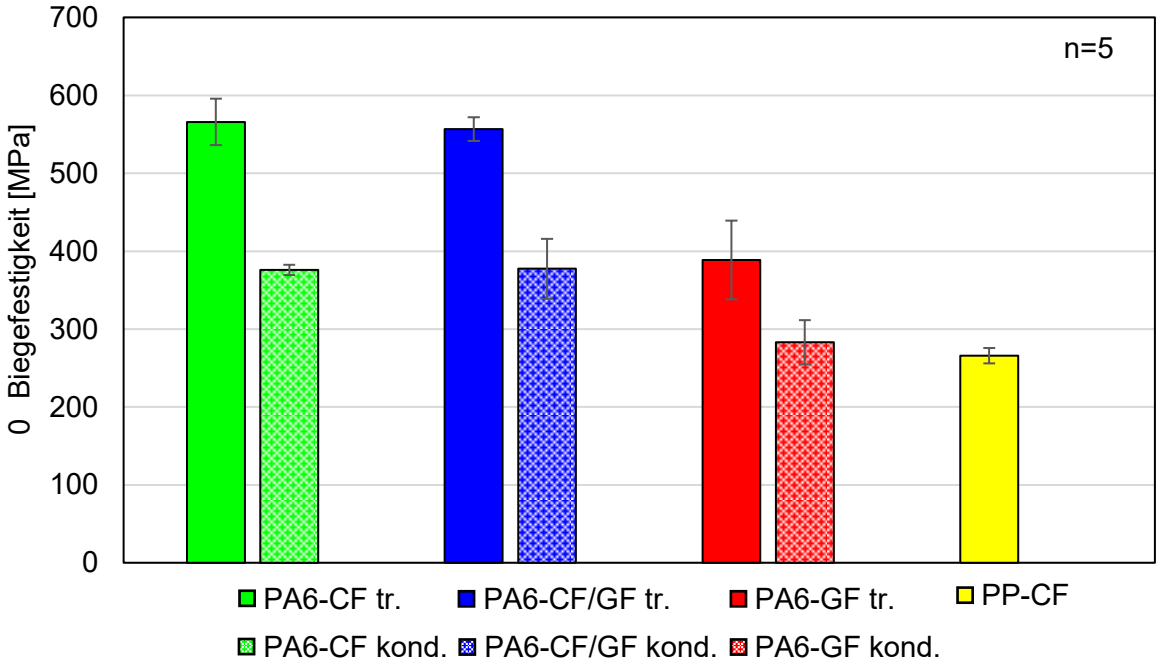


Abbildung 5.15: Auswirkung der Konditionierung auf die 0° Biegefestigkeit

PA6-CF und PA6-CF/GF weisen keine signifikanten Unterschiede der 0° Biegefestigkeit in beiden Konditionierungszuständen auf. PA6-GF fällt mit 389±50 MPa in trockenem und 283±28 MPa in konditioniertem um -31 % respektive -25 % gegenüber PA6-CF ab. PP CF liegt mit 265±10 MPa deutlich unter den Werten von PA6-CF. Durchschnittlich reduziert sich die 0° Biegefestigkeit von trockenem zu konditioniertem Zustand um -31 %.

Aufgrund des vorherrschenden komplexen Spannungszustandes aus Zug-, Druck- und Schubspannungen kann es zu verschiedenen Versagensmodi der Proben kommen. Dabei sind v. a. die in Abbildung 5.16 am Beispiel von PA6-GF Prüfkörpern gezeigten druck- und schubdominierten Versagensbilder zu beobachten. Zugversagen tritt aufgrund der hohen mechanischen Zugeigenschaften der verwendeten Verstärkungsfasern nicht auf. Das Schubversagen tritt bei PA6-GF in trockenem Zustand auf. Ein Mischversagen ist bei PA6-CF in trockenem sowie PA6-GF in konditioniertem Zustand zu beobachten. Ein reines Druckversagen tritt bei PA6-CF in konditioniertem sowie PA6-CF/GF und PP-CF in beiden Konditionierungszuständen auf. Es ist eine Verschiebung des Versagensbildes hin zu einem druckdominierten Versagen von trockenem zu konditioniertem Zustand festzustellen. Dies basiert auf der Reduktion der Matrixwerkstoffe und der damit verbundenen Reduktion der 0° Druckfestigkeit wie in Kapitel 5.4.1 erläutert.

Die relative Standardabweichung liegt aufgrund der unterschiedlichen Versagensmodi mit durchschnittlich 7,6 % über der der 0° Biegesteifigkeit.

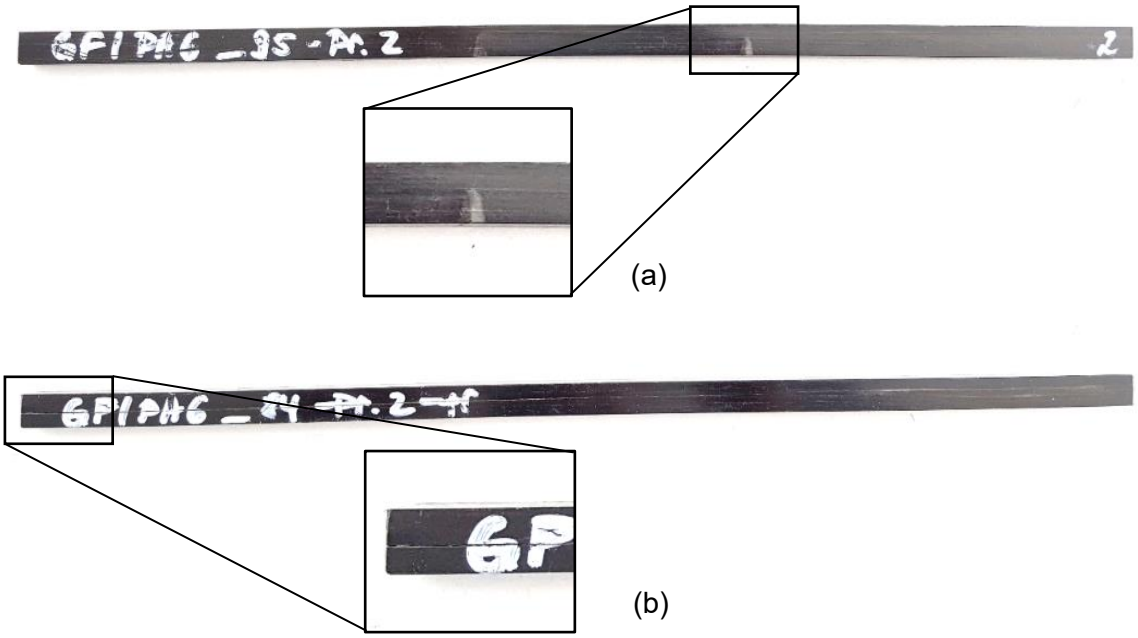


Abbildung 5.16: (a) Druckdominiertes und (b) schubdominiertes Versagen bei 4-Punkt-Biegeprüfung

5.5 Simulative Validierung

In diesem Kapitel wird ein Abgleich der Simulation mit den Biegeprüfungen durchgeführt. Die Biegeprüfung wird ausgewählt, da sie einen komplexen Spannungszustand darstellt und die gemessene Steifigkeit sowie Festigkeit folglich nicht ausschließlich von einer Basissteifigkeit sowie -festigkeit abhängig sind. Hierfür wird ein bestehendes Modell des 4-Punkt-Biegeversuchs an die Maße des in Kapitel 5.4.3 beschriebenen Aufbaus angepasst (s. Abbildung 5.17). Dabei werden für die Randbedingungen Schalenelemente starr modelliert und die beiden äußeren in allen translatorischen und rotatorischen Freiheitsgraden fixiert. An den beiden mittig positionierten wird eine Geschwindigkeit entsprechend des Realversuchs in z-Richtung aufgebracht und alle weiteren Freiheitsgrade fixiert. Als Solver wird Abaqus 2017.7 verwendet.

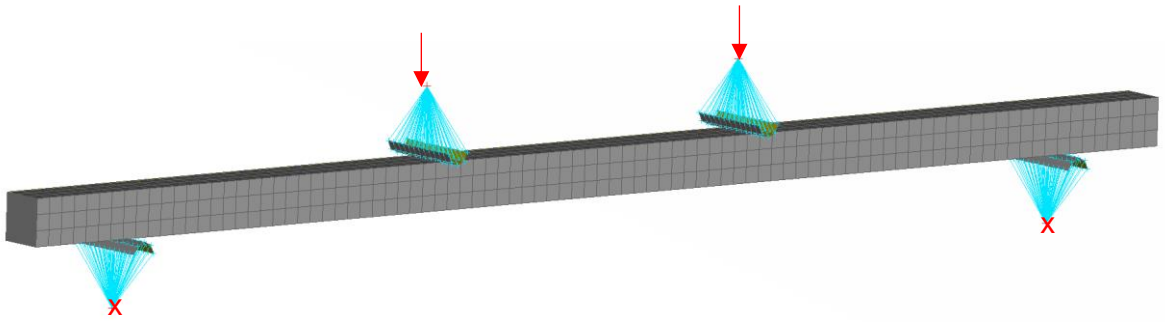


Abbildung 5.17: Simulationsmodell 4-Punkt-Biegung

Die verwendete Materialkarte basiert unter anderem auf allen Basissteifigkeiten und -festigkeiten wie in Kapitel 2.1 beschrieben. Es bildet somit ein 3D Materialmodell, welches für FKV Profile mit Abmaßen in allen Raumrichtungen verwendet werden kann. Wie im Kapitel 5.4 gezeigt reduzieren sich die Eigenschaften der Materialien mit steigender Temperatur und Konditionierung. Die in dieser Simulation verwendeten Kennwerte wurden bei 23 °C in konditioniertem Zustand normgerecht ermittelt. Es ist zu beachten, dass die Kennwerte je nach Einsatztemperatur und Umgebungsbedingungen entsprechend angepasst werden müssen.

In Abbildung 5.18 sind die Kraft-Weg Kurven der Simulation zusammen mit denen der Versuchsergebnisse dargestellt.

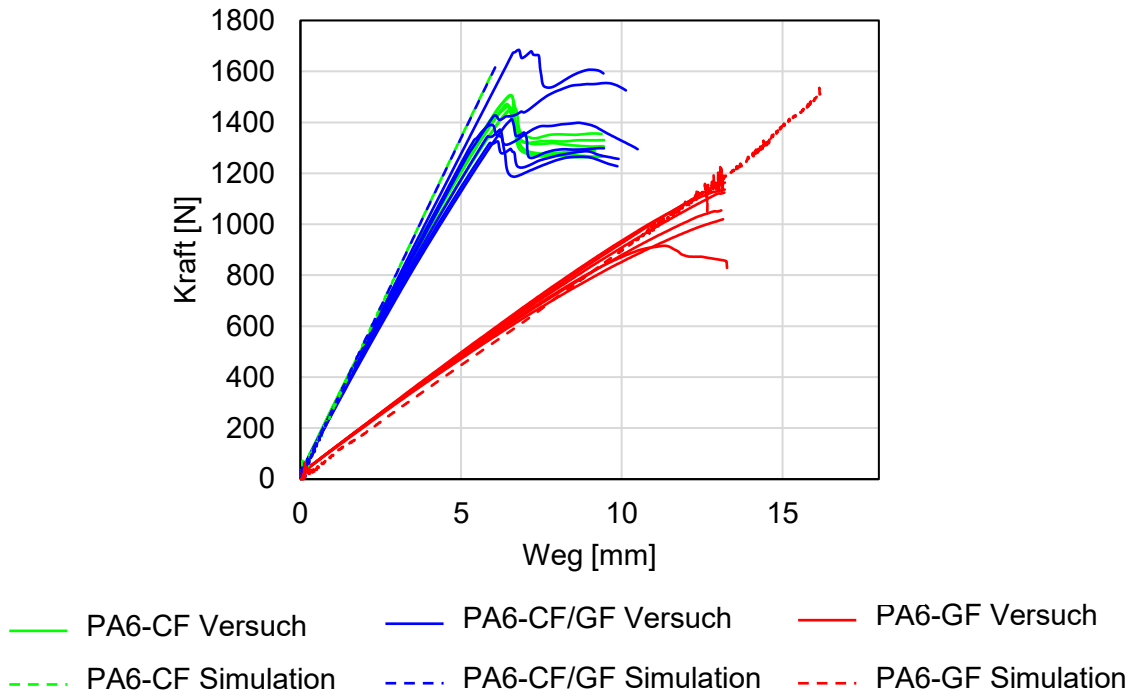


Abbildung 5.18: Abgleich der Simulations- und Prüfdaten

Es wird deutlich, dass bei allen Materialien die beobachtete Steifigkeit des Versuchs gut in der Simulation abgebildet wird. Hinsichtlich der Festigkeit werden PA-CF und PA6-CF/GF ebenfalls in ausreichender Güte dargestellt. Die Maximalkraft der PA6-GF Simulation liegt über der des Versuchs. Im Versuch war aufgrund der Prüfparameter, wie in 5.4.3 beschrieben, ein Mischversagen aus Druck und Schubbelastung zu beobachten. Dieses wird so nicht in der Simulation abgebildet, weshalb die Maximalkräfte der Versuche unter dem der Simulation liegen. Die simulierte Maximalkraft der PA6-GF Variante liegt nur leicht unter der PA6-CF Variante. Das bildet die Druckfestigkeiten wie in Kapitel 5.4.1 dargestellt ab, welche für PA6-CF und PA6-GF auf demselben Niveau liegen. Aus diesem Grund werden die weiteren Simulationen der Arbeit mit diesen Kennwerten durchgeführt.

5.6 Gegenüberstellung der Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die ermittelten mechanischen Kennwerte der untersuchten Materialien gegenübergestellt. Zudem wird PA6-CF/GF hinsichtlich eines Hybrideffektes untersucht. Ein Hybrideffekt definiert sich wie in Kapitel 4.3 erläutert im Allgemeinen als Abweichung des Kennwerts von der Mischungsregel [77,78]. Dabei muss beachtet werden, dass die ROM je nach Belastungsfall nicht linear verläuft. Jede ROM besitzt dabei einen Parameter, welcher die Zusammensetzung des Hybridmaterials beschreibt [79]. Hierfür wird meist das relative Verhältnis der Volumengehälter der beiden Materialien verwendet. Basierend hierauf wird im Folgenden der Volumengehalt von PA6-CF φ_{PA6-CF} und PA6-GF φ_{PA6-GF} zur Beschreibung des Hybridmaterials verwendet.

Hinsichtlich der 0° Drucksteifigkeit ist die ROM eine lineare Mischung aus den beiden 0° Druck-E-Moduli. Mit den entsprechenden Werten für E_{c_PA6-CF} und E_{c_PA6-GF} der verwendeten Materialien berechnet sich die ROM für ein Hybridprofil zu:

$$E_{c_Hybrid} = \sum_i \varphi_i \cdot E_i. \tag{5.11}$$

Unter Biegebelastung ist neben dem reinen Volumengehalt auch die geometrische Anordnung relevant. Sie fließt in Form des Flächenträgheitsmomentes in die Berechnung mit ein. Unter der Annahme, dass der Hybrid stets aus einem quadratischen Kern aus PA6-GF besteht, lässt sich über die Volumengehälter der theoretische 0° Biegemodul des Hybridprofils E_{fP} mittels der bekannten 0° Biegemoduli der Materialien E_{fi}, deren Flächenträgheitsmoment I_i und dem Flächenträgheitsmoment des gesamten Hybridprofils I_P folgendermaßen berechnen [62]:

$$E_{f_Hybrid} = \frac{1}{I_P} \cdot \sum_{i=0}^{n} E_{fi} \cdot I_i. \tag{5.12}$$

Die entsprechenden ROMs sind in Abbildung 5.19. graphisch über dem relativen Verhältnis von PA6-GF zu PA6-CF mit den entsprechenden Stützstellen der durchgeführten Prüfungen dargestellt. Es wird deutlich, dass sowohl die 0° Druck- als auch die 0° Biegesteifigkeit von PA6-CF/GF im trockenen Zustand sehr gut getroffen wird. Im konditionierten Zustand sind die beiden Steifigkeiten besser als der theoretische Wert liegen jedoch innerhalb der Standardabweichung der Prüfungen. Damit stimmt die ROM mit den Messungen überein.

Wenn eine Biegebeanspruchung vorliegt ist PA6-CF/GF eine Alternative zu PA6-CF. Bei steifigkeitsdominierten Druckbeanspruchungen ist die Verwendung von PA6-CF zu empfehlen.

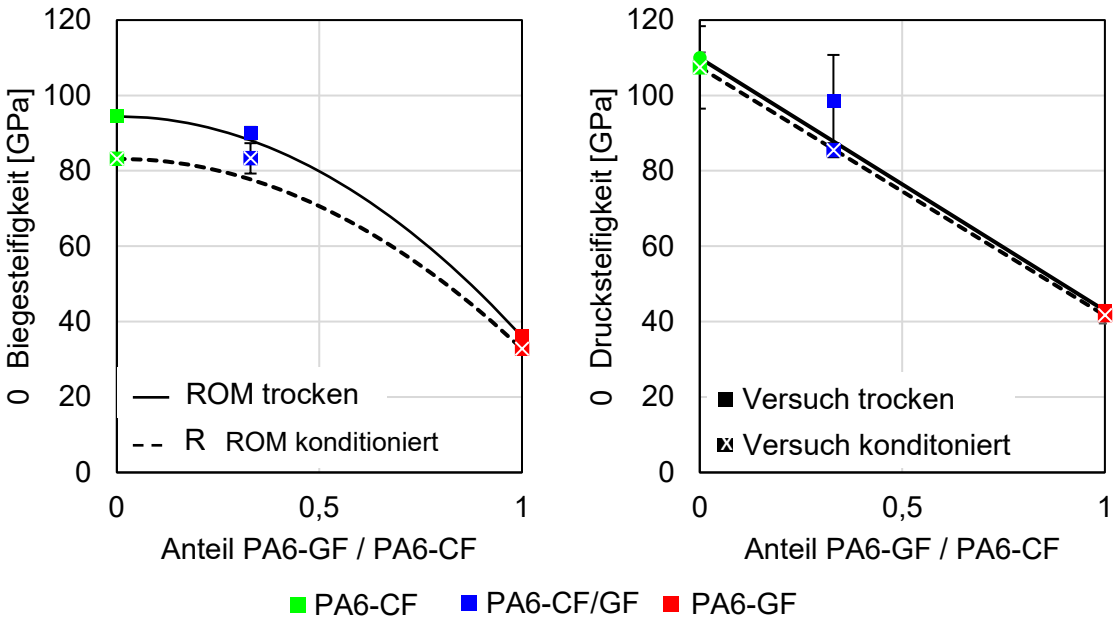


Abbildung 5.19: Mischungsregel der Biege- und Drucksteifigkeit

Im Allgemeinen liegen die Werte der 0° Druckfestigkeit unter dem zu erwartenden Niveau für faserverstärktes PA6. Das ist zum einen darauf zurückzuführen, dass FKV mit hohen Wandstärken aufgrund der höheren Wahrscheinlichkeit für Fehlstellen, welche das Versagen initiieren, stets niedrigere Kennwerte besitzen als dünnere Probekörper [80]. Zum anderen erhöht sich bei unidirektionalen dickwandigen FKV Strukturen die Wahrscheinlichkeit für Fasern, welche nicht exakt axial Verlaufen, was bereits bei geringer Abweichung zu einer deutlichen Reduktion der 0° Druckfestigkeit führt [81].

Der starke Abfall der 0° Druckfestigkeit von trockenem zu konditioniertem Zustand um 50 % ist auf mehrere Faktoren zurückzuführen. In einigen wissenschaftlichen Veröffentlichungen wurde der Zusammenhang zwischen den Eigenschaften der Matrix und der 0° Druckfestigkeit aufgezeigt. So stellt [81] einen linearen Zusammenhang des E-Moduls der Matrix mit diesem Kennwert fest. [82] stellt einen proportionalen Zusammenhang zwischen der 0° Druckfestigkeit und der Wurzel der Zugfestigkeit der Matrix auf. Aufwändigere Modelle mit Abhängigkeiten zum Schubmodul des Matrixwerkstoffes wurden bspw. in [83] aufgestellt. Mit den in Kapitel 4 dargestellten mechanischen Kennwerten für PA6 ist die Reduktion damit nachvollziehbar. Ähnliche Ergebnisse wurden in [84] berichtet, bei welchen eine Feuchtigkeitsaufnahme von 1 % eine Reduktion der 0° Druckfestigkeit um 45 % nach sich zog.

Im trockenen Zustand besitzt PA6-GF eine signifikant höhere 0° Druckfestigkeit als PA6-CF. Das ist darauf zurückzuführen, dass Druckversagen durch ein Stabilitätsversagen der Faser initiiert wird. Die maximal ertragbare Last ist aufgrund des deutlich größeren Durchmessers der GF von ca. 16 µm im Vergleich zur CF mit ca. 7 µm höher. Im konditionierten Zustand ist kein signifikanter Unterschied festzustellen. Dies beruht auf den

stark reduzierten mechanischen Eigenschaften von PA6, welche das Versagen hier stärker als im trockenen Fall dominieren.
Im trockenen Zustand weist PA6-CF/GF unter 0° Druckbelastung keinen signifikanten Unterschied zu PA6-CF auf. Im konditionierten Zustand ist der Kennwert jedoch signifikant reduziert. Die Festigkeit konnte folglich nicht positiv durch den Hybrid beeinflusst werden. Eine entsprechende Spannungsverteilung im 0° Druckversuch ist in Abbildung 5.20a dargestellt. Es wird ersichtlich, dass die Randschichten aus PA6-CF deutlich höhere Spannungen aufnimmt und somit früher das Versagen initiiert als der Kern aus PA6-GF.

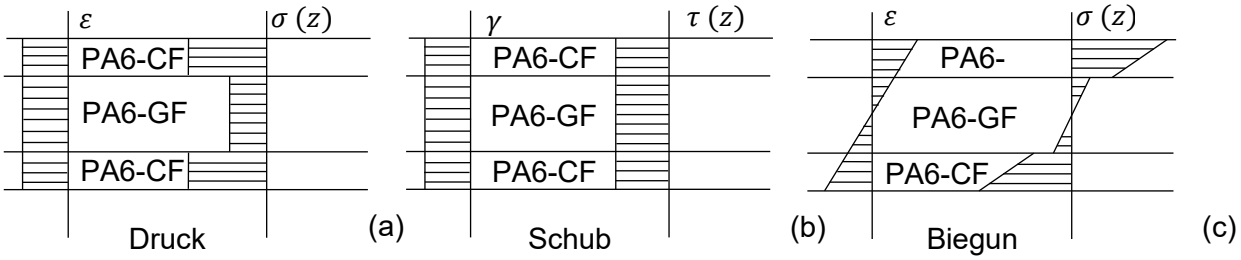


Abbildung 5.20: Idealisierte Spannungsverteilung in PA6-CF/GF unter (a) 0° Druck-, (b) Schub-, und (c) 0° Biegebelastung

PP-CF besitzt eine sehr geringe 0° Druckfestigkeit. Die ist zum einen auf eine schlechte Fasermatrixhaftung (vgl. Kapitel 5.4.3) zurückzuführen. Zum anderen besitzt PP ein geringeres Schubmodul sowie geringere Festigkeitskennwerte als PA6, was die Druckfestigkeit maßgeblich beeinflusst.

Die 0° Druck-Schubfestigkeit der Materialen PA6-CF, PA6-CF/GF und PA6-GF liegen unter allen Prüfbedingungen auf demselben Festigkeitsniveau. Daraus lässt sich wie in Kapitel 5.4.2 beschrieben folgern, dass die Faser-Matrix-Haftung unabhängig vom Fasertyp mit PA6 gleichbleibend ist. Ferner stellt die Grenzschicht zwischen den mit GF und CF verstärkten Bereichen im PA6-CF/GF keine Schwachstelle dar. Jedoch wurde gezeigt, dass hinsichtlich der Faserhaftung noch Potential vorhanden ist (s. Abbildung 5.12). Aufgrund derselben Schubmoduli von PA6-CF und -GF, welche durch das verwendete Matrixsystem dominiert werden, tritt im Hybrid kein Spannungssprung auf (s. Abbildung 5.20b). PP-CF fällt hingegen stark um durchschnittlich -80 % gegenüber den Kennwerten von PA6-CF ab. Die Reduktion der Kennwerte ist ebenfalls auf die niedrigeren Eigenschaften der Matrix zurückzuführen.

Bei Biegebealstung ist der komplexe Spannungszustand im Profil zu beachten. Bei PA6-CF/GF tritt zudem ein Spannungssprung zwischen den Materialien aufgrund der stark unterschiedlichen E-Moduli auf (s. Abbildung 5.20c). Dabei ist das außenliegende PA6-CF aufgrund des höheren E-Moduls sowie der höheren dort vorhersschenden Dehnung deutlich stärker beansprucht und intiiert das Versagen. Folglich ist PA6-CF/GF unter Biegebelastung für festigkeitsdominierte Anwendung ebenfalls sinnvoll einsetzbar.

In Abbildung 5.21 und Abbildung 5.22 sind die ermittelten Kennwerte 0° Druck-E-Modul E_c, 0° Druckfestigkeit σ_{cM}, Druck-Schub Festigkeit τ_{cM}, 0° Biegesteifigkeiten E_f und 0° Biegefestigkeit σ_{fM} relativ zum ermittelten Wert von PA6-CF normiert in trockenem respektive konditioniertem Zustand aufgetragen. PA6-CF/GF hat in allen Bereichen mindestens 80 % der Kennwerte von PA6-CF. Im folgenden Kapitel wird evaluiert, ob unter Aspekten der Wirtschaftlichkeit ein Einsatz von PA6-CF/GF sinnvoll ist. PA6-GF erzielt hinsichtlich der Festigkeit in allen drei Belastungsfällen sehr gute Werte. Die Reduktion gegenüber PA6-CF ist dabei unter Biegebelastung etwas höher, was auf den komplexen Spannungszustand und dem damit verbundenen teilweisen Schubversagen des Werkstoffs zurückzuführen ist. PA6-GF ist folglich ebenfalls auf deren wirtschaftliches Potential unter allen drei Belastungsarten zu beurteilen. PP-CF bietet bei steifigkeitsgetriebenen Anwendungen eine Alternative. Aufgrund der deutlich reduzierten Festigkeiten ist jedoch eine Verbesserung der Faser-Matrix-Haftung notwendig, um frühzeitiges Versagen auszuschließen und die Fasereigenschaften nutzen zu können. Aus diesem Grund wird PP-CF im Folgenden nicht weiter betrachtet.

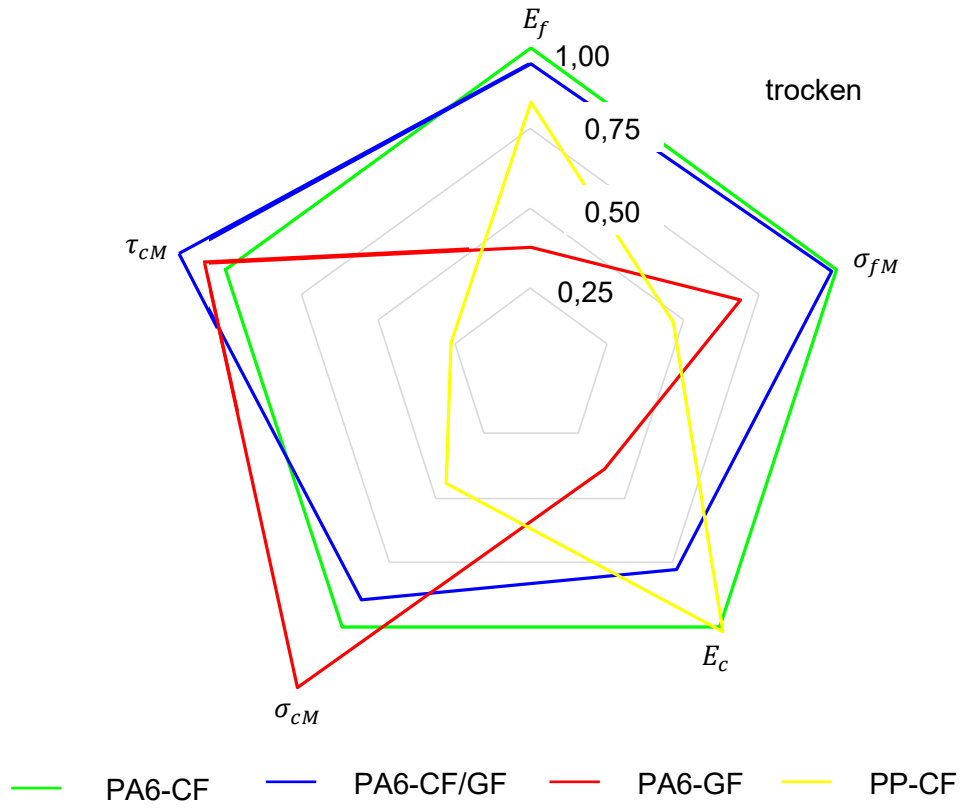


Abbildung 5.21: Normierte, relative mechanische Kennwerte der untersuchten Materialien in trockenem Zustand mit PA6-CF als 100% Referenz

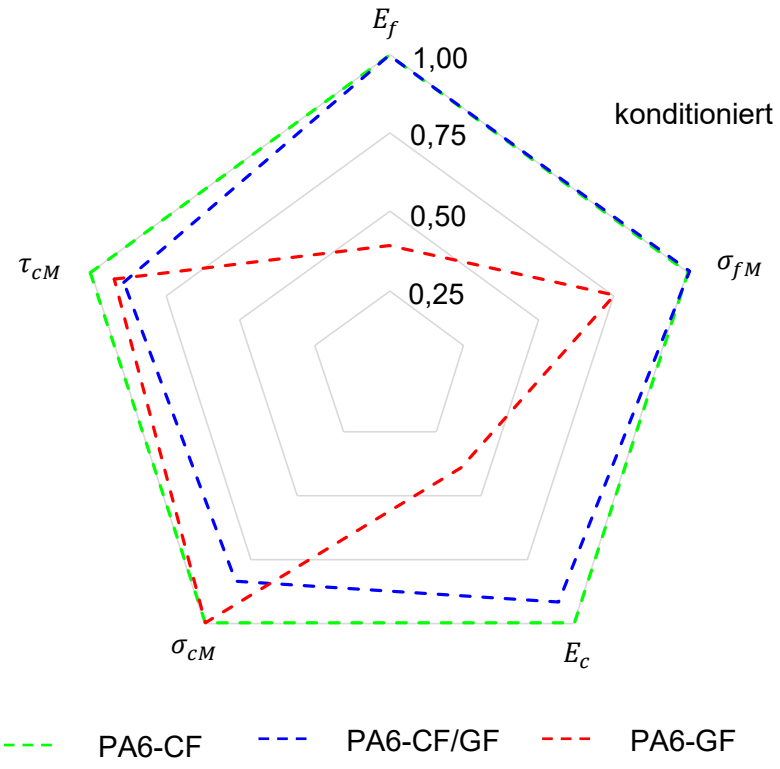


Abbildung 5.22: Normierte, relative mechanische Kennwerte der untersuchten Materialien in konditioniertem Zustand mit PA6-CF als 100% Referenz

6 Bauteilauswahl und -optimierung

In diesem Kapitel wird sowohl eine Methodik zur Bewertung von Bauteilen zur Umsetzung in Skelettbauweise als auch ein Optimierungsworkflow zur Minimierung der Kosten durch einen parallelen Einsatz unterschiedlicher Materialien vorgestellt. Der beabsichtigte Einsatzzeitpunkt des Bewertungskriteriums ist die frühe Phase der Produktentwicklung, d.h. zu einem Zeitpunkt, zu dem Änderungen an der Geometrie noch vergleichsweise kostengünstig und mit geringem Aufwand vorzunehmen sind. Ziel ist es Hinweise zu geben, ob ein Bauteil sich generell für die Skelettbauweise eignet. Hierfür werden Kriterien definiert, welche die Eignung eines Bauteils hinsichtlich dieser Bauweise abbilden können. Sie beziehen sowohl die Anforderungen an die jeweilige Struktur sowie die derzeit verwendeten Materialien in die Analyse mit ein. Basierend auf den Ansätzen von Durst [26] und Dlugosch [27], welche in Kapitel 2.3 erläutert wurden, werden Gesamtfahrzeugsimulationsdaten als Eingangsdaten für die Materialauswahl verwendet. Hierfür werden weiterführende Bewertungskriterien eingeführt, welche die Eignung für die Skelettbauweise widerspiegeln. Das stellt eine Analyse unabhängig von Expertenwissen sicher. Eine Normierung der Einzelkennwerte ermöglicht eine parallele, gewichtete Auswertung der Einzelkennwerte.

Im Anschluss werden zwei Vorgehen zur Optimierung von Bauteilen in Skelettbauweise aufgezeigt. Hierfür wird das Vorgehen exemplarisch an einem einfachen und einem komplexen Bauteil aufgezeigt. Ziel ist es die unterschiedlichen FKV-Profilmaterialien in einem Bauteil zu kombinieren, um das wirtschaftliche Potential der Bauweise weiter zu steigern. Basierend auf einer theoretischen Betrachtung wird ein Optimierungsworkflow zur Minimierung der Kosten definiert.

6.1 Methodische Auswahl zielführender Bauteile

6.1.1 Definition der Auswahlkriterien

Die Karosserie besitzt eine Vielzahl unterschiedlichster Anforderungen, welche durch eine große Anzahl an Bauteilen erfüllt werden. Dies erschwert eine intuitive Lösungsfindung, weshalb eine methodische Unterstützung notwendig ist. Dabei sind sowohl die Zielgrößen der Anforderungen als auch der Bauraum bereits früh im Entwicklungsprozess festgelegt [85]. Zur Auswahl von Materialien in der Karosserie wurden bereits einige Methodiken entwickelt (vgl. Kapitel 2.3). Bei der Materialauswahl wird hierfür meist ein Abgleich der Eigenschaften eines Materials mit den Anforderungen des betrachteten Bauteils durchgeführt. Eine Übersicht ohne Anspruch auf Vollständigkeit der Potentiale,

Randbedingungen und Anforderungen an Bauteilen in der Karosserieentwicklung, welche die Materialauswahl beeinflussen, ist in Abbildung 6.1 gegeben.

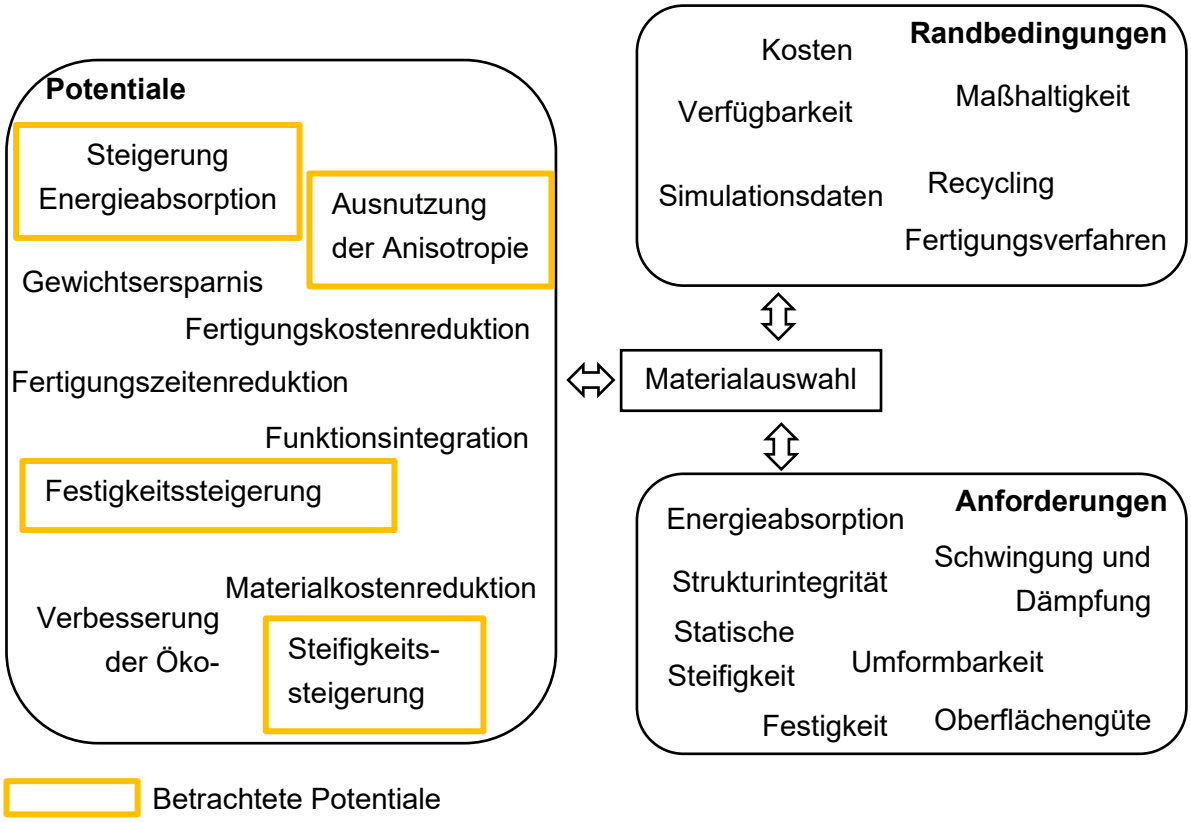


Abbildung 6.1: Kriterien zur Materialauswahl (in Anlehnung an [22,23,24,86])

Für die Betrachtung in der Arbeit werden die hervorgehobenen Potentiale von Hybridbauweisen betrachtet. Diese stellen die grundlegendsten Potentiale für den Einsatz von FKV in der Karosserie dar, welche aus der möglichen Steigerung der mechanischen Eigenschaften des betrachteten Bauteils resultieren. Dazu zählen insbesondere eine Steigerung der Steifigkeit und der Festigkeit. Aufgrund der anisotropen Eigenschaften der FKV können deren sehr guten spezifischen Eigenschaften nur dann optimal genutzt werden, wenn eine anisotrope Belastung des Bauteils vorliegt. Deshalb ist der Belastungszustand der betrachteten Bauteile zu beurteilen und auf diese Eigenschaft hin zu prüfen.

Ferner bietet die Hybridbauweise eine Anpassung der lokalen Eigenschaften der Bauteile, was mit einer hohen Komplexität im Auslegungsprozess einhergeht. Die lokal unterschiedlichen Anforderungen im Bauteil werden in dieser Arbeit im ersten Schritt auf Basis der plastischen Verformung abgeschätzt wird. Der erhöhte Aufwand in der Auslegung wirkt sich auf die Gestaltung des Bauteils negativ aus. Aus diesem Grund wird das Bauteil hinsichtlich ihrer Anforderungen für die plastische Verformung überprüft. Zur Bewertung der Potentiale werden Kriterien definiert, aus denen ein Bauteilkennwert im Intervall [0, 1] errechnet wird. Der für alle Kennwerte einheitliche Definitionsbereich ermöglicht eine

gewichtete Addition zu einem Gesamtkennwert zur Beurteilung der Bauteile. Dabei entspricht ein hoher Gesamtkennwert einer guten Eignung für die Skelettbauweise.

Für eine gesamtheitliche Beurteilung der Belastung müssen mehrere Lastfälle betrachtet werden. Um hohe Rechenzeiten für jeden Lastfall zu vermeiden, wird analog zu [27] eine Überlagerung der Lastfälle vorgenommen. Diese erfolgt auf Basis der Gesamtfahrzeuglastfälle. Hierfür werden die Simulationsoutputs in Form von Spannungen und Verformungen auf Elementebene aus den entsprechenden Ergebnisdateien ausgelesen. Wichtig ist der Zeitschritt in welchem diese Information ausgelesen wird. Da plastische Deformationen im Bauteil den Spannungsverlauf stark beeinflussen, wird zur Überlagerung der Spannungen der Gesamtfahrzeuglastfälle für jeden Lastfall der Zeitschritt vor der ersten plastischen Verformung verwendet. Es kommt der Ansatz der additiven Überlagerung der Spannungsvektoren zum Einsatz. Er wurde basierend auf Cova et al. [28] von Dlugosch [27] weiterentwickelt und für diese Arbeit ebenfalls angewendet. Dabei werden die Beträge der HNS der 2-D Spannungstensoren der Schalenelemente in das globale Koordinatensystem transformiert und anschließend deren Betrag aufaddiert. Auf Basis des resultierenden Spannungstensors werden die HNS für jedes Element berechnet. Exemplarisch ist die Überlagerung in Abbildung 6.2 dargestellt.

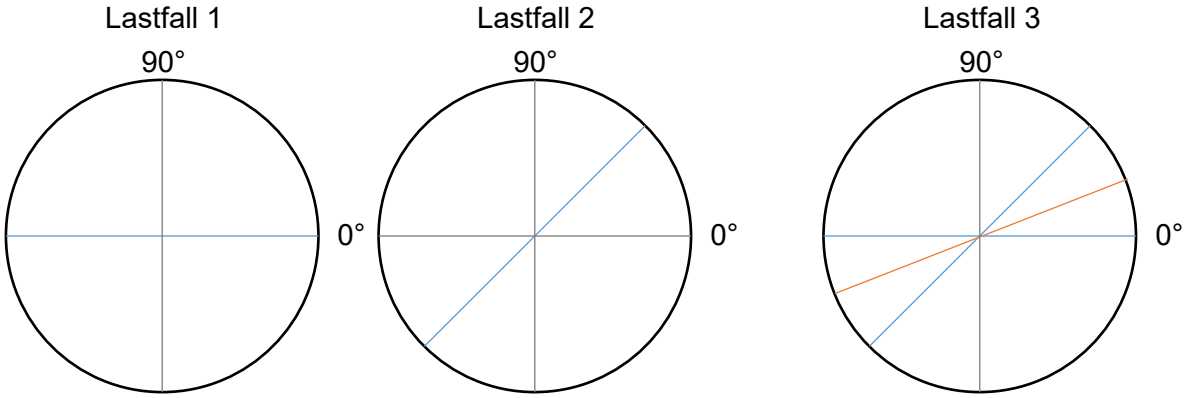


Abbildung 6.2: Überlagerung zweier Lastfälle zu einem neuen Lastfall 3 (in Anlehnung an [27])

Im Zuge der Arbeit werden folgende Lastfälle betrachtet:

- Euro NCAP Frontaufprall [87],
- NHTSA Frontal Oblique links [88],
- IIHS Seitencrash 2023 Barriere links [89],
- EURO NCAP Pfahlaufpralltest links (5 %) (nach [90]),
- EURO NCAP Pfahlaufpralltest links (50 %) (nach [90]),
- IIHS Dachrücktest links [91].

Des Weiteren wird der Output zur plastischen Verformung $PEEQ_{max}$ aus der Ausgabedatei der Simulation ausgelesen. Zur Überlagerung der auftretenden plastischen Verformungen werden die Maximalwerte aller Integrationspunkte der Elemente jedes Lastfalls aus dem letzten Schritt der Simulation elementweise addiert und so eine Gesamtverformung ermittelt. Die ausgelesenen Funktionswerte können durch mathematische Operationen geändert, als neue Funktion im Modell abgespeichert und visualisiert werden. Dieser Vorgang erfolgt mithilfe eines tcl-Scriptes in der Software Animator 4 v2.4.3 der Gesellschaft für numerische Simulation (gns).

Zusammenfassend ergibt sich eine Datenstruktur, welche in Abbildung 6.3 dargestellt ist. Über ein tcl-Masterskript werden die vom Benutzer ausgewählten Lastfälle automatisiert eingelesen, die Überlagerung durchgeführt und die Berechnung der Einzelkennwerte gestartet. Diese sollen die Eignung des Bauteils für die Umsetzung in Skelettbauweise objektiv bewerten und werden im Folgenden genauer erläutert. Zwischenergebnisse werden dabei sowohl als Ergebnisdateien in Animator visualisiert als auch in Austauschdateien abgelegt. Daraufhin erfolgt die Berechnung eines Gesamtkennwertes. Dieser kann mittels durch den Benutzer festzulegende Grenzwerte zur Bauteilauswahl genutzt werden.

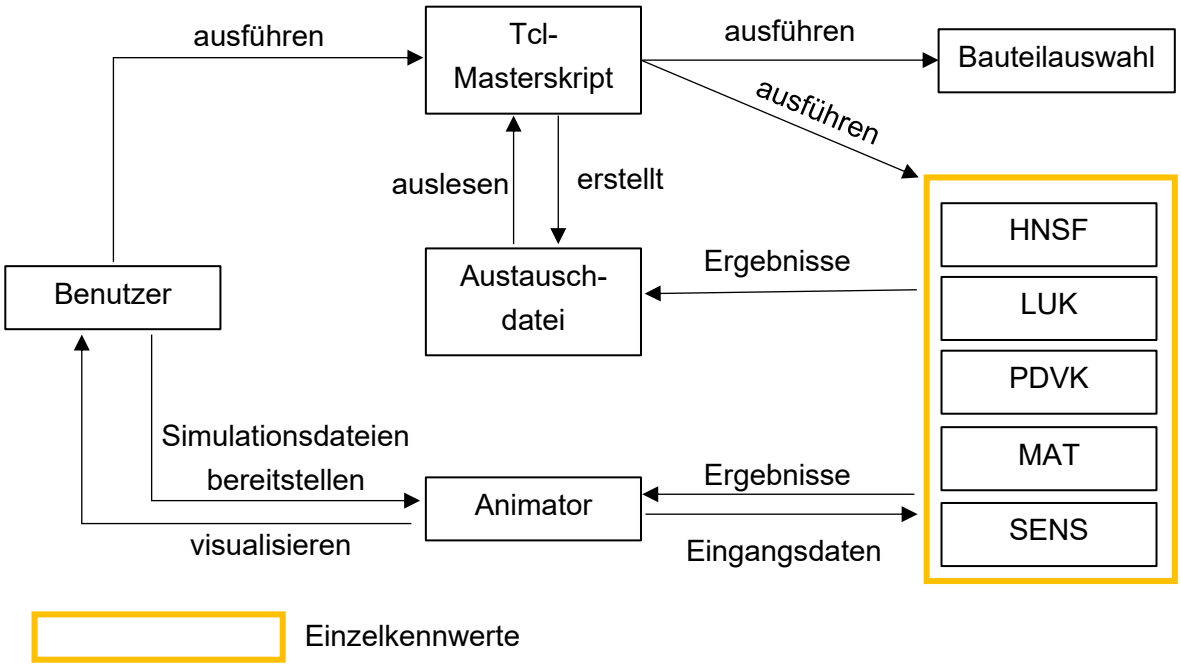


Abbildung 6.3: Datenstruktur der Methodik (in Anlehnung an [92])

Hauptnormalspannungsfaktor (HNSF)

Zur Beurteilung des Spannungszustandes eignen sich, wie in Kapitel 2.3 gezeigt, die Hauptnormalspannungen der Belastung. Diese werden wie bereits erläutert auf Basis des überlagerten Spannungstensors berechnet. Zur Beurteilung wird folgendes Kriterium analog der Arbeiten von Dlugosch [27] verwendet:

$$HNSF_i = \frac{|\sigma_{1,\ddot{U}L,i}| - |\sigma_{2,\ddot{U}L,i}|}{|\sigma_{1,\ddot{U}L,i}|}. \tag{6.1}$$

$\sigma_{1,\ddot{U}L,i}$ und $\sigma_{2,\ddot{U}L,i}$ stellen die Hauptnormalspannungen des überlagerten Lastfalls des i-ten Elements dar. Es gilt, dass $\sigma_{1,\ddot{U}L,i}$ betragsmäßig größer als $\sigma_{2,\ddot{U}L,i}$ ist. Dabei wird aufgrund sehr geringer Unterschiede hinsichtlich des E-Moduls bei Zug- sowie Druckbelastung auf eine Unterscheidung dieser Belastungen verzichtet und der Betrag der entsprechenden HNS verwendet. Aufgrund des linearen Zusammenhangs zwischen den Beträgen der HNS kann das Ergebnis intuitiv bewertet werden. Um eine Beurteilung des gesamten Bauteils zu ermöglichen und die lokal sehr stark unterschiedlichen Kennwerte, z. B. an Rändern und Löchern, in einem Bauteilkennwert darstellen zu können wird zusätzlich der $HNSF_{BT}$ als arithmetisches Mittel der Kennwerte der Einzelelemente berechnet:

$$HNSF_{BT} = \frac{\sum_{i=1}^{n_{El}} HNSF_i}{n_{El}}. \tag{6.2}$$

Der Bauteilkennwert eignet sich zur schnellen Beurteilung der Gesamtkarosserie. Wurden bereits einzelne Bauteile zur näheren Betrachtung ausgewählt empfiehlt sich eine Analyse des Kennwertes auf Elementeben. Im Gegensatz zu Dlugosch [27] wird auf die Berechnung einer globalen Uniformität bezogen auf das gesamte Bauteil verzichtet. Diese ist ausschließlich für die Bewertung der Eignung eines UD-Geleges sinnvoll, da die Orientierung hierbei über das gesamte Bauteil vorgeben ist. Da eine Skelettbauweise höhere geometrische Freiheiten aufweist, ist die Betrachtung einer globalen Uniformität hier nicht relevant. Exemplarisch ist in Abbildung 6.4 die Auswertung auf Elementebene für einen überlagerten Spannungszustand dargestellt.

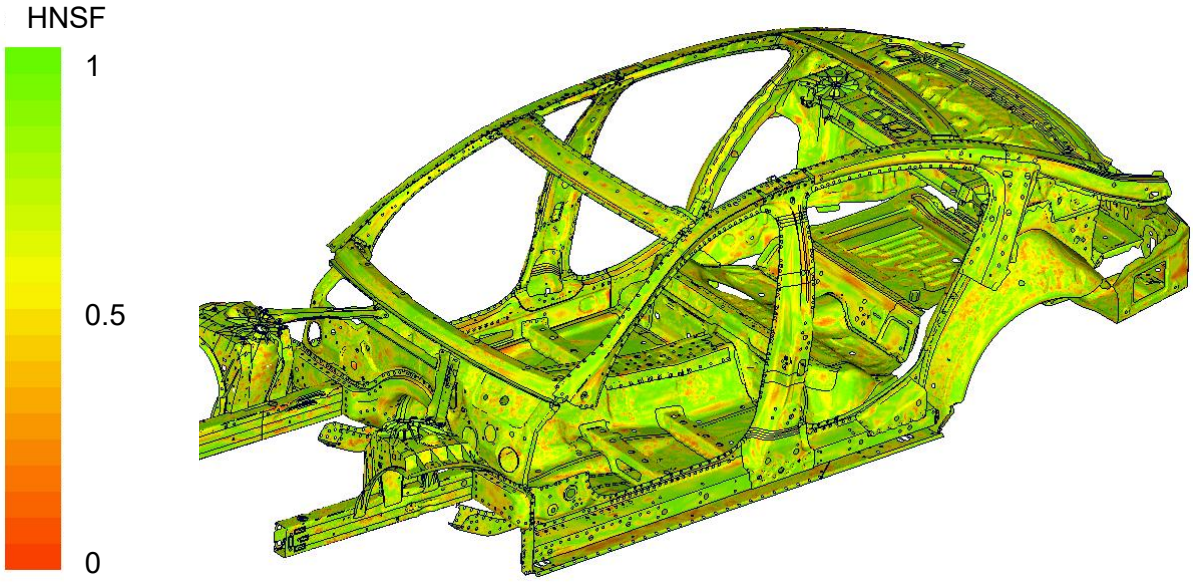


Abbildung 6.4: HNSF auf Elementebene (in Anlehnung an [92])

Lokaler Uniformitätskennwert (LUK)

Die Beurteilung des HNSF beruht auf der HNS des überlagerten Spannungstensors. Er errechnet sich aus den Spannungen jedes Einzellastfalls. Aus diesem Grund ergeben sich Abweichungen der HNS der Einzellastfälle zum überlagerten Zustand. Beispielhaft ist die Überlagerung zweier Lastfälle und deren resultierende HNS in Abbildung 6.5 dargestellt.

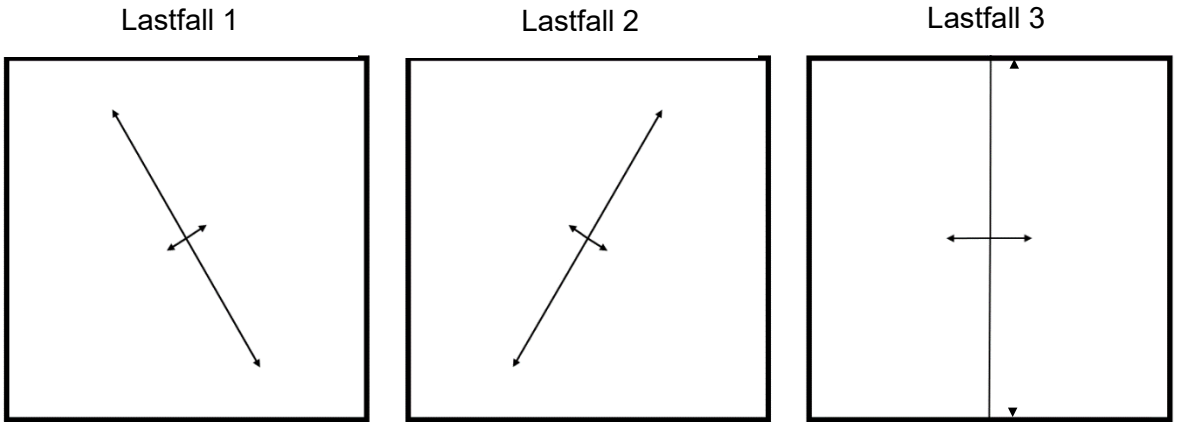


Abbildung 6.5: Überlagerung zweier Lastfälle zu einem neuen Lastfall 3 (in Anlehnung an [92])

Um die Güte des überlagerten Zustands zu beurteilen wird die Winkelabweichung der betragsmäßig größeren HNS des überlagerten Lastfalles $\sigma_{1,\ddot{u}}$ zu der jedes Einzellastfalls

$\sigma_{1,k}$ berechnet. Zusätzlich erfolgt eine Gewichtung mit dem relativen Anteil der Spannung des k-ten Lastfalls $\sigma_{1,k}$. Als Referenz hierfür wird die Summe der Beträge der ersten HNS aller Lastfälle $\sigma_{1,ges}$ verwendet. Da zur Berechnung der Winkelabweichung eine Transformation in ein globales Koordinatensystem notwendig ist, sind die entsprechenden HNS als Vektor dargestellt. Dies resultiert im Kennwert LUK, welcher nach Formel 6.3 berechnet wird:

$$LUK = \sum_k \frac{|\overrightarrow{\sigma_{1,k}}|}{\sigma_{1,ges}} * \left| 2\pi * \operatorname{acos}\left(\frac{\overrightarrow{\sigma_{1,k}} * \overrightarrow{\sigma_{1,\ddot{U}}}}{|\overrightarrow{\sigma_{1,k}}| * |\overrightarrow{\sigma_{1,\ddot{U}}}|} \right) + 1 \right| . \tag{6.3}$$

Der Betrag sorgt dafür, dass nicht zwischen Druck sowie Zug unterschieden wird und sich der in Abbildung 6.6 dargestellte Definitionsbereich einstellt. Dabei entspricht eine Winkelabweichung von 90° einem Wert von 0 und eine Übereinstimmung der Vorzugsrichtungen einem Wert von 1.

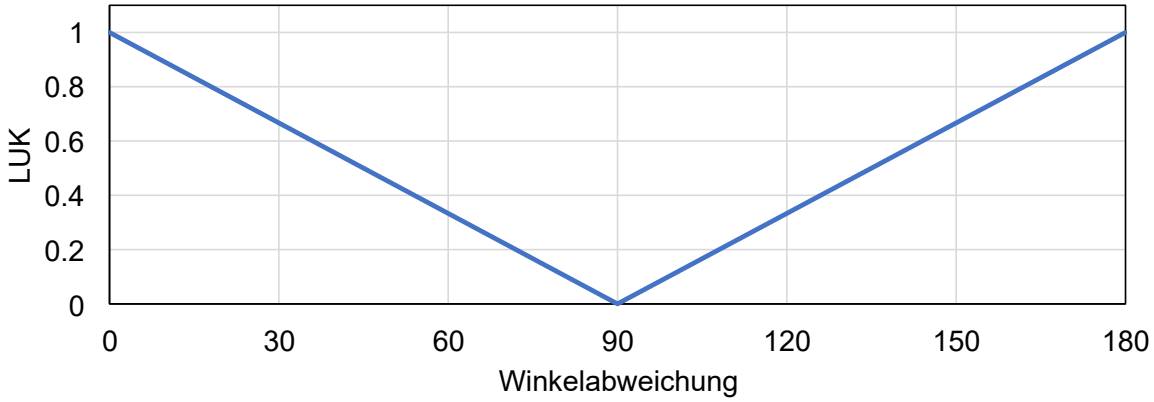


Abbildung 6.6: Definitionsbereich des LUK

Ein hoher LUK-Wert entspricht einer großen Orientierungsübereinstimmung zwischen der ersten HNS des untersuchten Lastfalls und der ersten HNS der überlagerten Lastfälle. Auf diese Weise ist eine Aussage bzgl. der Repräsentativität der Einzellastfälle gegenüber den überlagerten Lastfällen möglich. Analog dem HNS wird ebenfalls ein Bauteilkennwerte LUK_{BT} als arithmetisches Mittel gebildet. In Abbildung 6.7 ist der LUK exemplarisch auf Bauteilebene dargestellt.

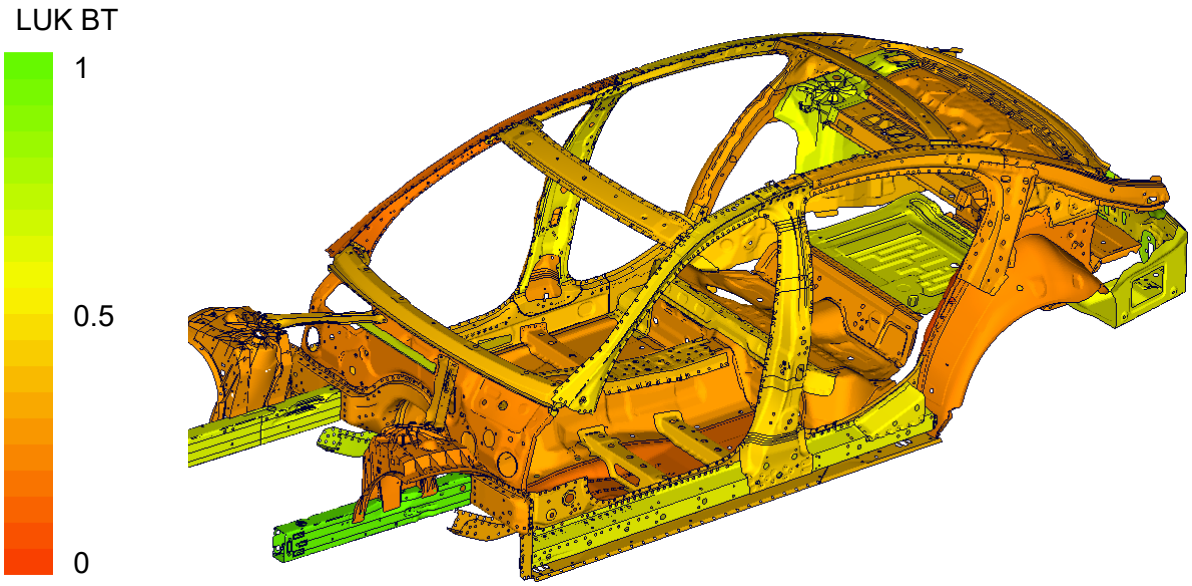


Abbildung 6.7: LUK auf Bauteilebene (in Anlehnung an [92])

Plastischer Deformationsverteilungskennwert (PDVK)

Der zur Analyse des plastischen Deformationskennwertes herangezogene Output der Simulation ist die äquivalente plastische Verzerrung $PEEQ$. Diese definiert sich nach [29] für klassische Metalle auf Basis der plastischen Dehnungskomponenten ε^{pl} als:

$$PEEQ = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \varepsilon_{ij}^{pl} \cdot \varepsilon_{ji}^{pl}}. \tag{6.4}$$

Sie entspricht einer skalaren Ersatzgröße für den plastischen Anteil der Verzerrung [27]. Zur Überlagerung der Lastfälle werden für jedes Element der maximale Wert dieses Outputs aller Integrationspunkte des Elements $PEEQ_{max}$ über alle k Lastfälle im letzten Zeitschritt der Simulation als Wert $PEEQ_{max,El}$ in das Element geschrieben. Somit besitzt jedes Element den Wert der maximal auftretenden Verformung:

$$PEEQ_{max,El} = \max\left(PEEQ_{max,1}, \dots, PEEQ_{max,k}\right). \tag{6.5}$$

Basierend auf diesem Elementkennwert erfolgt eine Einteilung des Bauteils mittels einer binären Darstellung des Kennwerts in leicht plastisch verformt (LPV) und stark plastisch verformt (SPV). Als Schwellenwert wird hierfür ein Wert von 0,025 verwendet. Die Aufteilung wird daraufhin schrittweise modifiziert, um Gebiete leichter und starker Verformung zu identifizieren. Die initial zugewiesenen Elementgruppen sind in Abbildung 6.8 dargestellt. Dabei entspricht jede Farbe einer Gruppe leichter oder starker plastischer Verformung. Zur Identifikation größerer Bereiche unterschiedlicher Anforderungen werden

Elementgruppen mit dem Label LPV, die von einer hinsichtlich der Elementanzahl mindestens 10-mal so großen Gruppe SPV umgeben sind, dieser zugeordnet. Für die Übernahme einer SPV-Gruppe durch eine LPV-Gruppe ist hingegen ein Größenunterschied des Faktors 100 implementiert. Das spiegelt die höhere Relevanz stark verformter Bereiche wider. Eine Information darüber soll nur verloren gehen, wenn die Gruppe sehr wenige Elemente beinhaltet und es sich folglich um stark lokale Phänomene handelt. Liegen nach den Iterationsschleifen zwei Gruppen mit demselben Label aneinander, werden diese zu einer Gruppe zusammengefasst. Die Analyse ist beendet, wenn keine Änderung der Gruppen mehr auftritt.

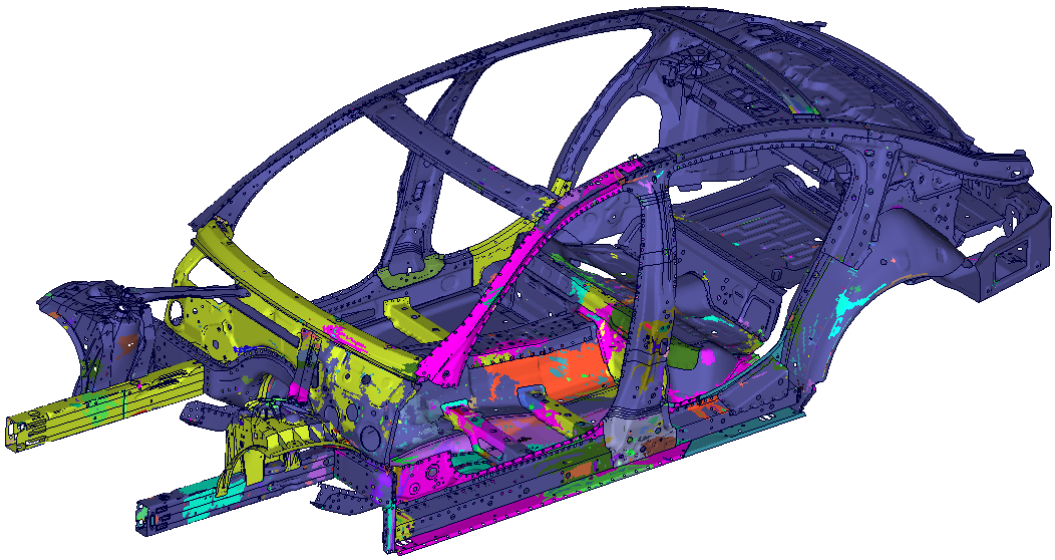


Abbildung 6.8: Gruppen unterschiedlicher Verformung (in Anlehnung an [92])

Die Analyse beurteilt die Komplexität der Anforderungen an das Bauteil. Bilden sich viele Gruppen unterschiedlicher Anforderungen im Bauteil aus, ist die Entwicklung des Bauteils mit höherem Aufwand verbunden. Aus diesem Grund ist der $PDVK_{BT}$ so formuliert, dass eine geringe Anzahl an Gruppen sich positiv auf die Bewertung auswirkt. Dabei fällt der Wert von 1 für weniger als drei Gruppen linear bis zu einer Anzahl an 15 Gruppen von 1 bis 0 ab. Das Resultat der Gruppenzuordnung ist in Abbildung 6.9 exemplarisch für die B-Säule dargestellt. Hier wird deutlich, dass die unterschiedlichen Anforderungen an das Bauteil gut dargestellt werden können. Neben zwei Bereichen hoher Deformationen am Fuß der B-säule und dem Bereich, indem die Barriere auftrifft zeigt sich die Anforderungen hinsichtlich der Formbeständigkeit des Restes der Struktur.

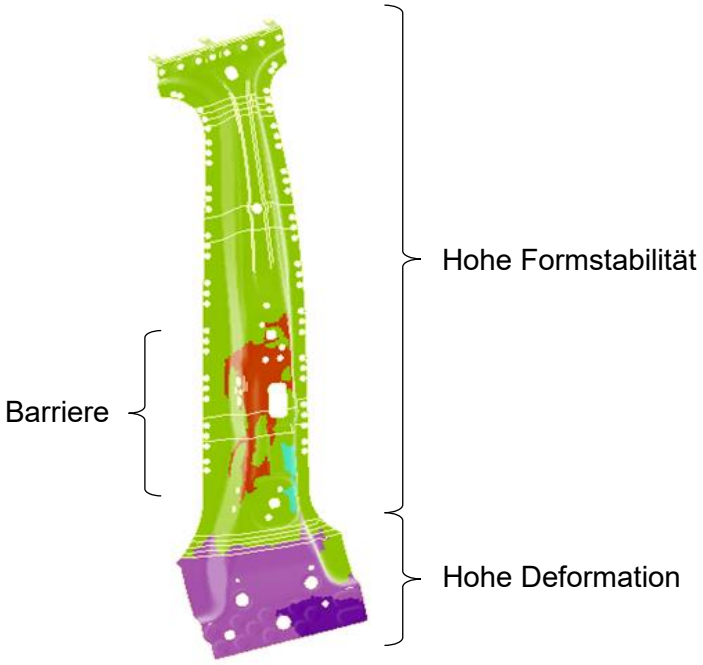


Abbildung 6.9: Segmentierung anhand starker und schwacher Deformation am Beispiel der B-Säule

Kennwert zur Festigkeitsrelevanz (MAT)

FKV weisen eine sehr gute spezifische Festigkeit auf. Das wird im Kennwert zur Festigkeitsrelevanz berücksichtigt. Er dient als Indikator dafür, welche bestehenden Bauteile hohe Festigkeitsanforderungen erfüllen. Diese Bauteile bieten aufgrund der mechanischen Eigenschaften der verwendeten Materialien hohes Potential für eine Neuauslegung in der Skelettbauweise. Für die Analyse werden die Festigkeiten der derzeit in der Karosserie verwendeten Materialien und deren Wandstärke untersucht. Hierfür wird für jedes Bauteil die Zugfestigkeit R_m aus den Materialinformationen der Simulationsdateien extrahiert und mit der Materialstärke des Bauteils s multipliziert. Für Bauteile, in welchen Bleche unterschiedlicher Wandstärken Anwendung finden, wird die maximal auftretende verwendet.
Die Normierung erfolgt stets auf Basis des Maximalwertes im betrachteten Teileumfang. Der resultierende Bauteilkennwert MAT_{BT} berechnet sich folglich zu:

$$MAT_{BT} = \frac{R_m * s}{\max\left(R_{m,1} * s_1, \ldots, R_{m,n} * s_n\right)}. \tag{6.6}$$

Aufgrund des Einflusses der Wandstärkte verbunden mit der nahezu gleichbleibenden Dichte der verwendeten Materialien, findet hier implizit eine Berücksichtigung des Gewichts des betrachteten Bauteils statt. Dies kann als Indikator für das Gewichtspotential betrachtet werden. Abbildung 6.10 zeigt exemplarisch die normierten Festigkeiten der Bauteile.

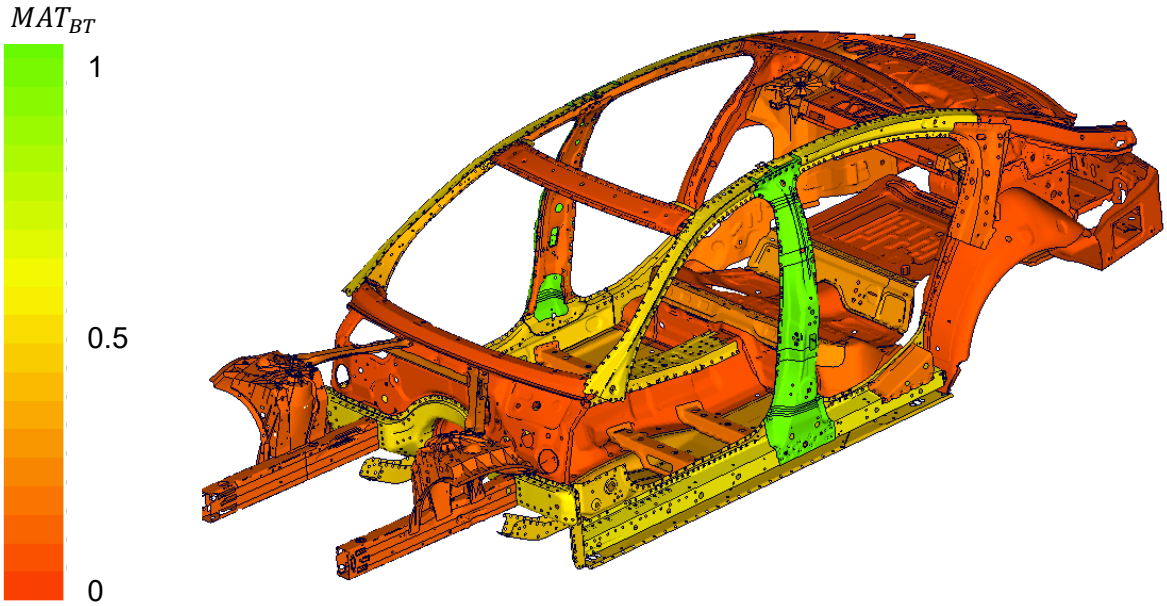


Abbildung 6.10: Normierte Festigkeit MAT_{BT} (in Anlehnung an [92])

Kennwert zur Steifigkeitsrelevanz (SENS)

Sensitivitätsanalysen bewerten den Einfluss eines Eingangsparameters auf einen Kennwert. Dementsprechend kann der Einfluss einzelner Bauteile auf die betrachteten Eigenschaften der Karosserie durch diesen Kennwert bewertete werden. In der Materialauswahl soll die Steifigkeitsrelevanz eines Bauteils für die Gesamtkarosserie analysiert werden. Zur Beurteilung der Steifigkeit einer Struktur eignet sich die Betrachtung der Eigenfrequenz, da sie auf Basis der allgemeinen Bewegungsgleichung berechnet wird. Diese setzt im ungedämpften System die Beschleunigung $\ddot{U}$ und den Ort U mit Hilfe der Massen- M und der Steifigkeitsmatrix K in Beziehung mit den vorherrschenden Kräften F (vgl. Formel 6.7):

$$M\ddot{U}(t) + KU(t) = F(t). \tag{6.7}$$

Wird zur Lösung der Bewegungsgleichung der Separationsansatz (vgl. Formel 6.8) gewählt, folgt der in Formel 6.9 beschriebene Zusammenhang zur Berechnung der Eigenwerte λ:

$$x(t) = a * \hat{x} * e^{\lambda t}, \tag{6.8}$$

$$det|\lambda^2 M + K| = 0. \tag{6.9}$$

Dabei ist a eine Konstante und der Vektor $\hat{x}$ die räumliche Bewegungsform mit Knotenverschiebungen und -verdrehungen [93]. Die Gleichung zeigt den Zusammenhang der Steifigkeit mit der entsprechenden Eigenfrequenz der betrachteten Baugruppe auf.

Zudem ist die Modalanalyse fähig, die Gesamtkarosserie zu analysieren. Andere steifigkeitsgetriebene Lastfälle sind dabei sehr lokal dominiert. In [94] wurde ebenfalls gezeigt, dass eine Nutzung der Eigenfrequenz der Karosserie zur Beurteilung ihrer Steifigkeit sinnvoll ist.

Es wird ein Optimierungsproblem mit den Wandstärken jedes Bauteils im Simulationsmodell als Parameter aufgebaut. Als Optimierungsziel wir die Maximierung der Eigenfrequenz gesetzt. Daraufhin wird im Zuge der ersten Iteration die Sensitivitäten der Bauteilwandstärken auf die Eigenfrequenz berechnet und auf das Simulationsmodell projiziert (s. Abbildung 6.11). Ist der Sensitivitätswert $SENS_{BT}$ gleich 1, so hat die Erhöhung der Blechdicke eine große Eigenfrequenzerhöhung zur Folge. Entsprechend steht $SENS_{BT}$ gleich 0 für einen geringen Einfluss. Auf diese Weise können die wichtigsten Bauteile identifiziert werden [95].

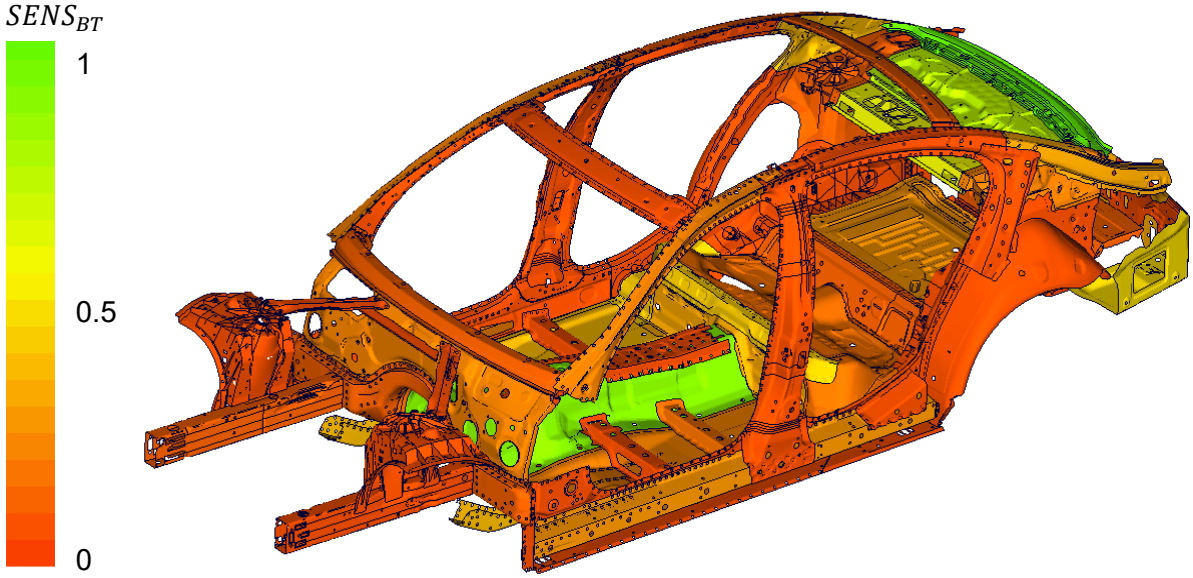


Abbildung 6.11: Normierte Sensitivität $SENS_{BT}$ (in Anlehnung an [92])

6.1.2 Systematische Auswertung der Kriterien

Die ermittelten Kennwerte müssen systematisch ausgewertet werden, um eine Aussage bzgl. der Eignung eines Bauteils für die Skelettbauweise zu treffen. Dabei ist die Anzahl an Kriterien frei erweiterbar und an das Ziel der jeweiligen Analyse anzupassen.

Um den jeweiligen Anforderungen gerecht zu werden, wird der Bauteilkennwert als gewichtete Punktebewertung der Einzelkennwerten ermittelt. Auf diese Weise soll eine Vergleichbarkeit erzielt werden und die Rangfolge der Bauteile ermittelt werden. Folglich berechnet sich der Gesamtkennwert K_{BT} zu:

$$K_{BT} = k_1 * HNSF_{BT} + k_2 * LUK_{BT} + k_3 * PDVK_{BT} + k_4 * SENS_{BT} + k_5 * MAT_{BT}. \quad (6.10)$$

Die Gewichtungsfaktoren k_i werden anhand einer Zielpräferenzmatrix mit linearer Gewichtung ermittelt. Dafür werden die Kriterien in einer Matrix abgebildet, jede Zeile jeder Spalte paarweise gegenübergestellt und mittels Zahlenwerte von 0 (unwichtig) bis 4 (sehr wichtig) bewertet. Dabei gibt es keine Einträge auf der Hauptdiagonalen. In den symmetrischen Feldern der Bewertungsmatrix addieren sich die Einträge stets zum Wert 4 auf. Aus der Summe der Werte pro Zeile kann daraufhin die Gewichtung ermittelt werden indem sie mit der Gesamtsumme aller vergebenen Punkte normiert wird. Die entsprechende Bewertung ist in Tabelle 6.1 dargestellt.

Tabelle 6.1: Gewichtungsfaktoren zur Berechnung des Gesamtkennwertes K_{BT}

	$HNSF_{BT}$	LUK_{BT}	$PDVK_{BT}$	MAT_{BT}	$SENS_{BT}$	**Summe**	k_i
$HNSF_{BT}$	x	2	3	3	3	11	0.275
LUK_{BT}	2	x	2	2	2	8	0.2
$PDVK_{BT}$	1	2	x	3	3	9	0.225
MAT_{BT}	1	2	1	x	2	6	0.15
$SENS_{BT}$	1	2	1	2	x	6	0.15

In der Matrix wird der $HNSF_{BT}$ relativ am wichtigsten bewertet. Das ist darauf zurückzuführen, dass sowohl bei steifigkeits- als auch festigkeitsrelevanten Bauteilen das größte Potential durch FKV in der Skelettbauweise genutzt werden kann, wenn eine anisotrope Belastung vorliegt. Daraufhin folgt der $PDVK_{BT}$. Herrscht ein zu stark inhomogenes Anforderungsprofil innerhalb eines Bauteils, ist die Auslegung eines Bauteils und dessen Dimensionierung schwieriger. Sind die beiden Randbedingungen gegeben, werden Steifigkeits- uns Festigkeitsrelevanz gleich gewichtet, was darauf zurückzuführen ist, dass FKV seine Potentiale in beiden Anforderungen nutzen kann.

Hierauf basierend ergibt sich das in Abbildung 6.12 dargestellt Ergebnis. Dabei ist für die weiter Analyse zu beachten, dass ausschließlich die linke Fahrzeughälfte betrachtet wird, da alle betrachteten seitlichen Crashszenarios ausschließlich von der linken Seite simuliert wurden (vgl. Kapitel 6.1.1).

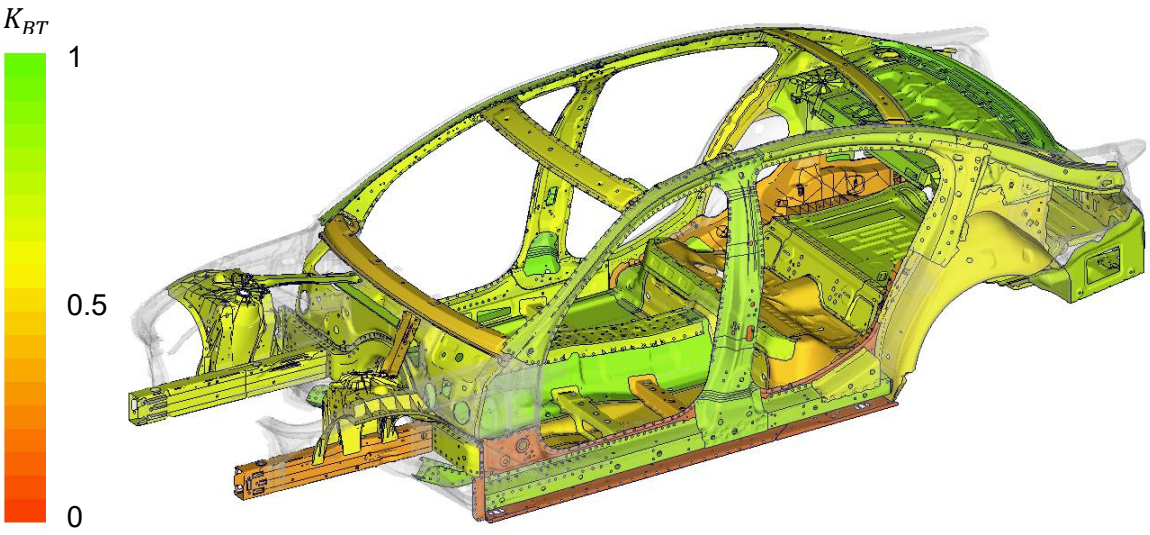


Abbildung 6.12: Gesamtanalysewert K_{BT} der berechneten Teile (in Anlehnung an [92])

Darauf basierend sind in Abbildung 6.13 die Bauteile mit dem höchsten Bauteilkennwert dargestellt. Neben Bauteilen der Überlebenszelle, wie der B-Säule, dem Schweller und der A-Säule, welche hohe Festigkeitsanforderungen aufweisen, sind andere Bauteile aufgrund ihrer hohen Steifigkeitsanforderungen für diese Bauweise interessant wie bspw. der Tunnel. Zudem konnte das Potential des im Forschungsprojekt umgesetzten Windlaufs bestätigt werden.

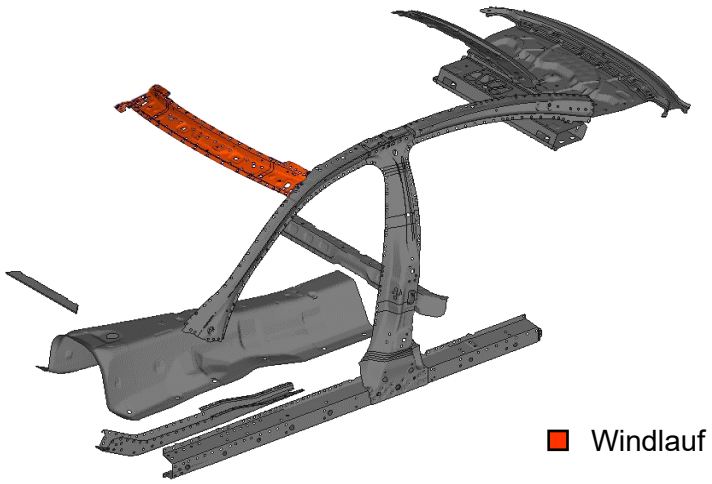


Abbildung 6.13: Potenzielle Bauteile für Skelettbauweise

Für eine Erweiterung der Bewertungssystematik würde sich eine Analyse der Querschnitte profilartiger Strukturen wie der A-Säule, der B-Säule oder des Schwellers anbieten. Ein hoher Wert bietet hier eine gute Möglichkeit den Bauraum für diese Bauweise optimal zu nutzten. Zudem wäre eine Bewertung des Integrationspotentials sinnvoll. Aufgrund des verwendeten Spritzgussprozesses liegt hier erhebliches Potential zur Kostenoptimierung.

6.2 Materialkostenoptimierung

6.2.1 Mechanische und wirtschaftliche Randbedingungen

In diesem Kapitel wird das grundsätzliche Potential der betrachteten FKV-Materialien im Vergleich zu PA6-CF vor dem Hintergrund bewertet, dass eine Skalierung der Eigenschaften der lasttragenden Profile sowohl durch Reduktion des Querschnitts als auch Substitution des Materials möglich ist. Das soll in Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit beurteilt werden.

Ein weit verbreiteter Parameter zur Identifikation des Potentials unterschiedlicher Materialien in Bezug auf deren mechanische Performance ist, wie in Kapitel 2.3 erläutert, der Materialindex M_A nach Ashby. Er besitzt im Allgemeinen folgende Form [96]:

$$M_A = \frac{x^{\kappa/\zeta}}{y}. \tag{6.11}$$

Dabei beschreibt x die mechanische Eigenschaft wie bspw. die Steifigkeit oder die Festigkeit und ς sowie κ variiert von 1 bis 3 basierend auf der Geometrie, dem Belastungszustand und der betrachteten mechanischen Eigenschaft [97]. y ist die referenzierte Eigenschaft, wie die Dichte ρ oder die spezifischen Kosten c des Materials.

Ferner haben sich zur Beurteilung der Wirtschaftlichkeit von Leichtbaulösungen die Leichtbaukosten (LBK) in folgender Form etabliert:

$$LBK = \frac{\Delta c}{\Delta m}. \tag{6.12}$$

Dieser Faktor setzt die Differenz der Kosten Δc zweier Lösungen in Bezug zur Gewichtsdifferenz Δm. Der akzeptierte Wert des daraus resultierenden Faktors besitzt die Einheit €/kg und variiert stark je nach Industriezweig und deren Randbedingungen. Nach [98] sind in der Automobilindustrie dabei Werte unter 18 €/kg akzeptabel. Basierend auf Formel 6.11 lässt sich bei gleichem Materialindex die Masse eines neuen Materials m_n im Vergleich zu einem bestehenden folgendermaßen berechnen:

$$m_n = \left(\frac{x_0}{x_n}\right)^{\kappa/\zeta} * \frac{\rho_n}{\rho_0} * m_0. \tag{6.13}$$

Dabei ist x die Eigenschaft des Materials, wie Elastizitäsmodul oder Zugfestigkeit. In Formel 6.13 beschreibt der Index n das neue Material und 0 das bestehende Material. Analog lassen sich die Kosten für das neue Material berechnen indem die neue Masse m_n mit ihren spezifischen Kosten multipliziert wird.

Werden die ermittelten Kennwerte in Formel 6.12 eingesetzt, lässt sich hierauf basierend ein Index berechnen, der die zum derzeitigen Material relativen Leichtbaukosten LBK_{rel} bei gleichem Materialindex folgendermaßen berechnet:

$$LBK_{rel} = \frac{\left(\frac{x_0}{x_n}\right)^{\frac{\kappa}{\zeta}} * \rho_{n,rel} * c_{n,rel} - 1}{\left(\frac{x_0}{x_n}\right)^{\frac{\kappa}{\zeta}} * \rho_{n,rel} - 1}. \tag{6.14}$$

Basierend auf den relativen Werten der spezifischen Kosten $c_{n,rel}$ und der Dichte $\rho_{n,rel}$ in Tabelle 6.2 lassen sich damit Faktoren bestimmen, welche die Wirtschaftlichkeit der Substitution von PA6-CF mit einem anderen Material quantifiziert.

Tabelle 6.2: Relative Kosten

	PA6-CF	**PA6-CF/GF**	**PA6-GF**	**PP-CF**
Rel. Kosten $c_{n,rel}$ [%]	100	90	39	97
Rel. Dichte $\rho_{n,rel}$ [%]	100	108	124	88

Bei PA6-GF ergeben sich aufgrund der höheren Dichte aber gleichzeitig geringeren Kosten negative Koeffizienten. Unterschreiten diese den negativen Wert der akzeptieren LBK ist eine Substitution des Materials wirtschaftlich sinnvoll, da sich trotz einer erhöhter Masse des Materials in Bezug auf das Gesamtbauteil aufgrund der deutlich geringeren Kosten kleinere LBK ergeben.

In Bezug auf die betrachteten Belastungen Druck und Biegung lässt sich der Materialkennwert nach Ashby (vgl. Formel 6.10) mit den in Tabelle 6.3 dargestellten Werten berechnen.

Tabelle 6.3: Parameter [20]

	ζ	**κ**
Drucksteifigkeit	1	1
Druckfestigkeit	1	1
Biegesteifigkeit	1	2
Biegefestigkeit	2	3

In Abbildung 6.14 sind LBK_{rel} über den relativen Kosten von PA6-GF und PA6-CF/GF aufgetragen.

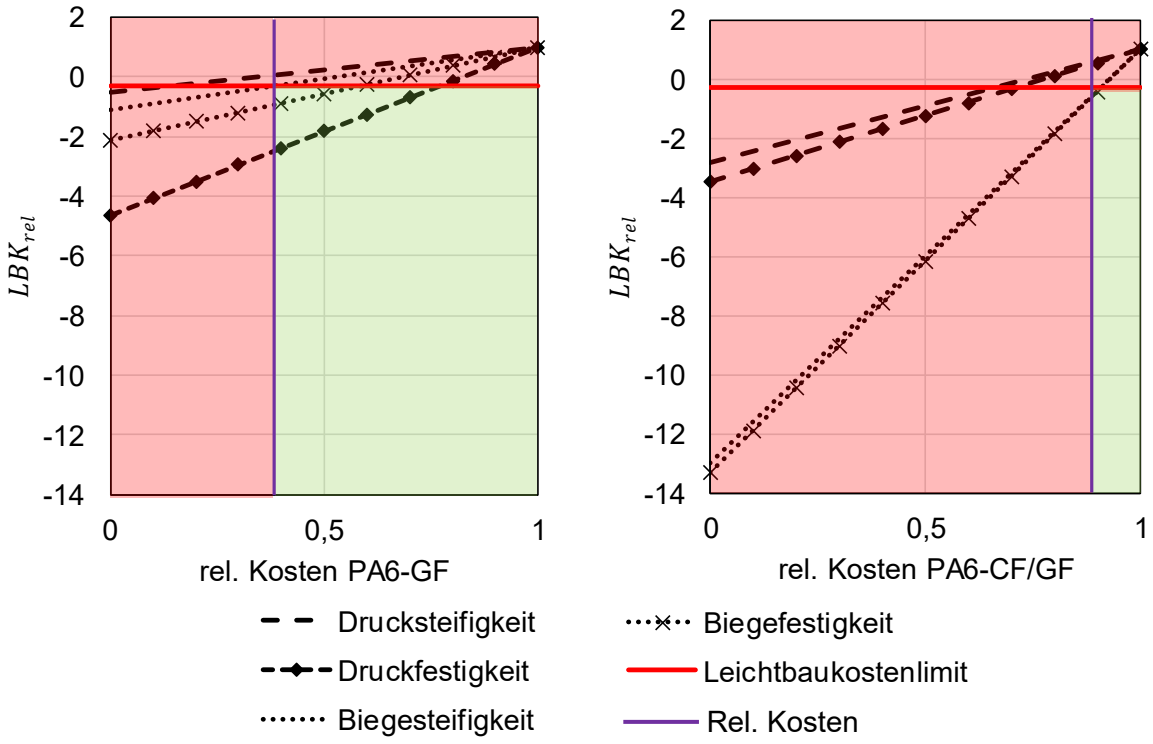


Abbildung 6.14: Potentialbetrachtung PA6-GF und PA6-CF/GF hinsichtlich LBK

Ein Unterschreiten des LBK-Limits zeigt, dass eine Substitution von PA6-CF durch PA6-GF bzw. PA6-CF/GF aus wirtschaftlicher Sicht sinnvoll ist. Zudem ergibt sich aufgrund der aktuellen Materialkosten der betrachteten Materialien eine vertikale Trennlinie. Diese definiert mit dem LBK-Limit den grünen Quadranten, in welchem eine Substitution sinnvoll ist. Die beiden Linien sind an die jeweilige Anwendung und die aktuellen Kosten anzupassen. Dabei ist genau die Eigenschaft und der Belastungsfall zur Substitution von PA6-CF sinnvoll, deren Linie im Diagramm den grünen Sektor schneidet. Dementsprechend besitzt PA6-GF bei Druck- und Biegefestigkeit Potential. Aufgrund der Wichtigkeit der Geometrie für die Biegesteifigkeit kann ebenfalls Potential durch den Einsatz von PA6-GF gehoben werden.
PA6-CF/GF zeigt jedoch ausschließlich geringes Potential hinsichtlich der Biegebelastung. Da es jedoch Anforderungen an Biege- sowie Druckbelastung gibt und ein sehr geringes Kostenpotential besteht, erfolgt keine weitere Betrachtung des hybriden Verbundes PA6-CF/GF für die Optimierung der Strukturen.

Basierend auf dieser theoretischen Betrachtung und den Nachweis, dass PA6-GF hinsichtlich der Festigkeit unter beiden relevanten Belastungen einen Mehrwert liefern kann, werden im folgenden Kapitel die Strategien für eine Materialoptimierung von Strukturen in Skelettbauweise aufgezeigt.

6.2.2 Optimierungsstrategien

Hybridbauweisen erhöhen die Anzahl der frei wählbaren Parameter in der Auslegung und vergrößern somit erheblich den Lösungsraum der betrachteten Komponente. Das erschwert eine intuitive Lösungsfindung weshalb eine methodische Unterstützung notwendig ist. In Kapitel 2.2 wurden Bauteile in Skelettbauweise nach ihrer Komplexität in einfache und komplexe Bauteile, basierend auf den Forschungsprojekten MAI-Skelett und MAI-Multiskelett, aufgeteilt. Im Auslegungsprozess solcher Bauteile können dementsprechend unterschiedliche Optimierungsstrategien zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit unter mechanischen Steifigkeits- und Festigkeitsrandbedingungen angewendet werden. In Abbildung 2.6 ist der Auslegungsprozess für die Skelettbauweise dargestellt. Um die Freiheit der Nutzung unterschiedlicher endlosfaserverstärkter FKV-Materialien in der Skelettbauweise zu berücksichtigen, muss der Prozess um eine Materialauswahl erweitert werden. Diese Erweiterung gliedert sich, wie in Abbildung 6.15 gezeigt, parallel zum Schritt der Querschnittsoptimierung ein. Dabei besitzen einfache Skelettbauteile aufgrund der geringen Anzahl unabhängiger Profile einen Lösungsraum welcher vollfaktoriell bzgl. der Materialauswahl betrachtet werden kann. Bei komplexe Skelettbauteile ist der Lösungsraum deutlich größer und damit eine zusätzliche Optimierungsmethodik notwendig.

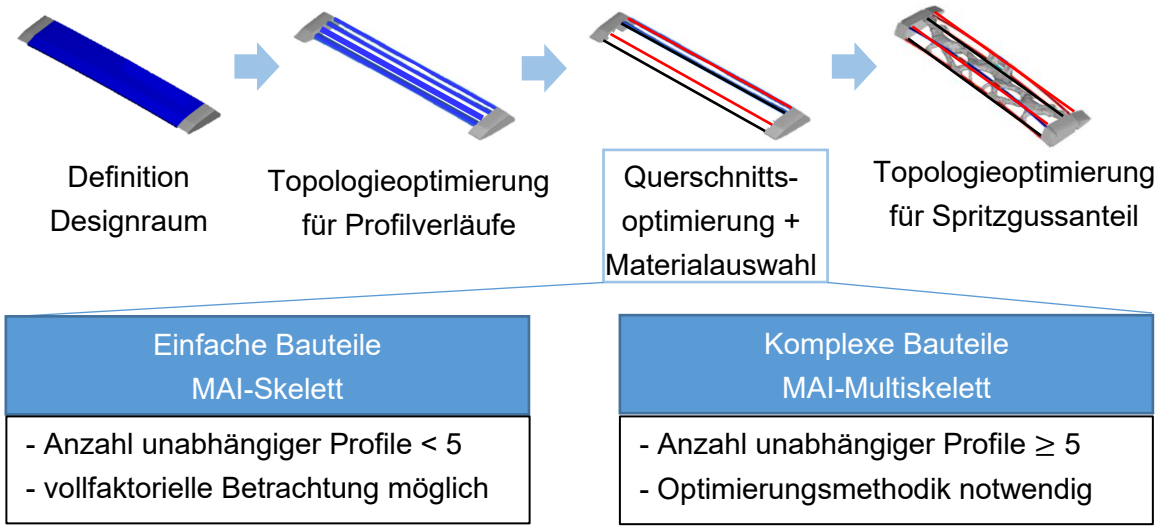


Abbildung 6.15: Optimierung einfacher und komplexer Bauteile in Skelettbauweise

Die Menge aller zu variierenden Parameter werden Faktoren n_f genannt. Sie entsprechen den unabhängigen Profilen der vernetzten Struktur, welchen unterschiedliche Materialien zugewiesen werden können. Die Einstellungen der Faktoren werden Level genannt. Folglich muss jeder Faktor mindestens zwei Level besitzen [99]. Die Anzahl der Level n_l entspricht in diesem Fall der Anzahl an möglichen Materialien. Für einen vollfaktoriellen Versuchsplan ergibt sich der Versuchsaufwand n_r folgendermaßen:

$$n_r = n_l{}^{n_f}. \tag{6.15}$$

Die Anzahl an Profilen geht somit exponentiell in den entsprechenden Versuchsaufwand mit ein. Aus diesem Grund sind einfache Bauteile noch vollfaktoriell zu berechnen, wohingegen komplexe Bauteile mit zusätzlichen Optimierungsmethoden ausgelegt werden müssen.

Die beiden Herangehensweisen werden im Folgenden am Beispiel des Windlaufs und einer Schubstrebe als Vertreter für einfache bzw. komplexe Bauteile in Skelettbauweise exemplarisch dargestellt.

Optimierung einfacher Bauteile (MAI-Skelett)

Der Windlauf besitzt vier unabhängige Profile. Sie werden aufgrund der existierenden Geometrie ausschließlich hinsichtlich ihrer Materialität variiert, womit sich der Versuchsaufwand bei drei möglichen Materialien zu 81 ergibt. Dabei wird der verwendete Querschnitt bei allen Profilen auf 10 mm x 10 mm fixiert, was die spätere Validierung des Vorgehens am realen Bauteil ermöglicht. Der Versuchsaufwand erlaubt es eine Berechnung des kompletten Versuchsraumes durchzuführen. Hierfür wird ein Ersatzversuch definiert (s. Abbildung 6.16b), welcher in abstrahierter Form den in Abbildung 6.16a dargestellten Dachdrückversuch der IIHS abbildet. In diesem Test wird die Festigkeit des Daches bestimmt, indem eine um 25° angewinkelte Metallplatte quasistatisch mit gleichbleibender Geschwindigkeit auf einer Seite des Fahrzeugs gedrückt wird und dabei die Kraft gemessen wird. Die gemessene Maximalkraft im Verhältnis zur Gesamtmasse des Fahrzeugs wird bewertet. Zur Beurteilung der Kraft-Weg-Kurve des Ersatzversuches werden die Steifigkeit, die Festigkeit, die Masse und die Kosten des Bauteils auf Basis der relativen Dichte sowie Materialkosten berechnet.

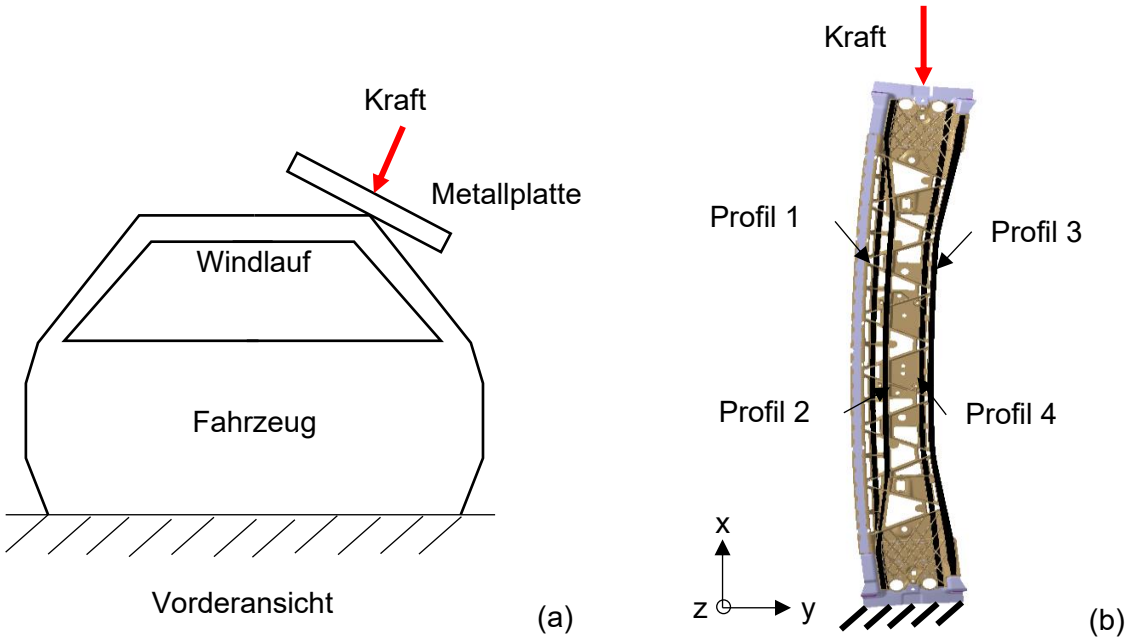


Abbildung 6.16: (a) Dachdrücktest und (b) Ersatzversuch

In Abbildung 6.17 ist die relative Steifigkeit und die relative Maximalkraft über den relativen Materialkosten für alle Varianten aufgetragen. Die Werte sind dabei auf die Werte des Referenzbauteils mit vier Profilen aus PA6-CF normiert. Es wird deutlich, dass die Kosten in diskreten Schritten steigen. Die fünf diskreten Werte ergeben sich aus der Menge an Profilen, die aus PA6-GF dargestellt sind. Dementsprechend existiert nur ein Punkt mit niedrigsten Kosten, welcher dem Bauteil mit vier PA6-GF Profilen entspricht.

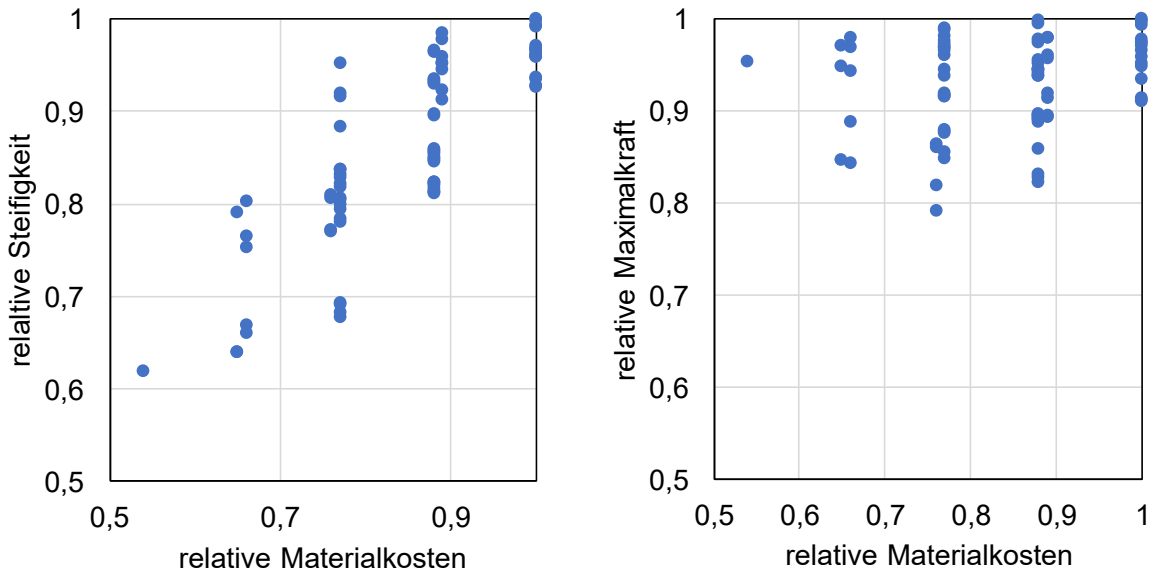


Abbildung 6.17: Alle 81 Varianten mit auf PA6-CF als 100% Referenz normierten Werten

Aufgrund der stark unterschiedlichen Druck- und Biegemoduli der Materialien ist mit zunehmendem PA6-CF Anteil in den Profilen eine steigende Steifigkeit des Bauteils festzustellen. Jedoch wird ersichtlich, dass bei einem festen Wert der relativen Steifigkeit die relativen Materialkosten stark variieren können. Es liegt somit eine Dominanz bestimmter Profile auf diese Eigenschaft vor. Lineare Korrelationen, wie sie hier angenommen werden, können unter Annahme der Normalverteilung durch die Pearson-Korrelation r zwischen zwei Variablen x und y folgendermaßen unter Nutzung der Werte der einzelnen Ergebnisse beschrieben werden:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^{n_r}(x_i-\bar{x})(y_i-\bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^{n_r}(x_i-\bar{x})^2}\sqrt{\sum_{i=1}^{n_r}(y_i-\bar{y})^2}}. \tag{6.16}$$

Die Variablen x_i und y_i sind dabei die Steifigkeit bzw. die Festigkeit des betrachteten Profils $\bar{x}$ und $\bar{y}$ sind die Steifigkeit bzw. die Festigkeit des Bauteils laut Simulation. Dabei liegt der Wert stets im Bereich $r \in [-1,1]$, wobei eine perfekte Korrelation durch $|r| = 1$ dargestellt wird. Die statistische Relevanz der Korrelation wird mit Hilfe der Student t-Verteilung unter der Annahme der Nullhypothese, es bestehe kein Zusammenhang, überprüft [99]. Auf diese Weise können auch bei nicht vollfaktorieller Betrachtung des Problems die relevanten Profile hinsichtlich einer Bauteileigenschaft ermittelt und so der Simulationsaufwand reduziert werden. Die resultierenden r-Werte und deren p-Werte sind in Tabelle 6.4 dargestellt.

Tabelle 6.4: Pearson Korrelation r und Signifikanz p

r-Werte (p-Wert)	Profil 1	Profil 2	Profil 3	Profil 4
Steifigkeit	0,70 (0,00)	0,18 (0,10)	0,08 (0,50)	0,67 (0,00)
Festigkeit	0,58 (0,00)	0,20 (0,07)	0,20 (0,07)	0,20 (0,07)

Da die r-Werte von Profil 1 und 4 sehr hoch und die dazugehörigen p-Werten kleiner als das definierte Konfidenzniveau von 0,05 sind, weisen sie eine signifikante lineare Korrelation mit der Bauteilsteifigkeit auf. Hinsichtlich der Festigkeit ist Profil 1 mit einem r-Wert von 0,58 signifikant mit der Festigkeit des Bauteils verknüpft.

Ziel der Optimierung ist die Minimierung der Kosten. Die Randbedingungen sind die Erreichung von 95 % der Steifigkeit und der Festigkeit des Referenzbauteils. Der entsprechende Lösungsraum Ω definiert sich als Schnittmenge aller Lösungen, welche die genannten Anforderungen erfüllen [100]. Das Optimum ist das Sample im Lösungsraum mit minimalen Materialkosten. Abbildung 6.18 zeigt alle berechneten Varianten mit ihren relativen Kosten, ihrer Steifigkeit und ihrer Maximalkraft unter Berücksichtigung der Randbedingungen.

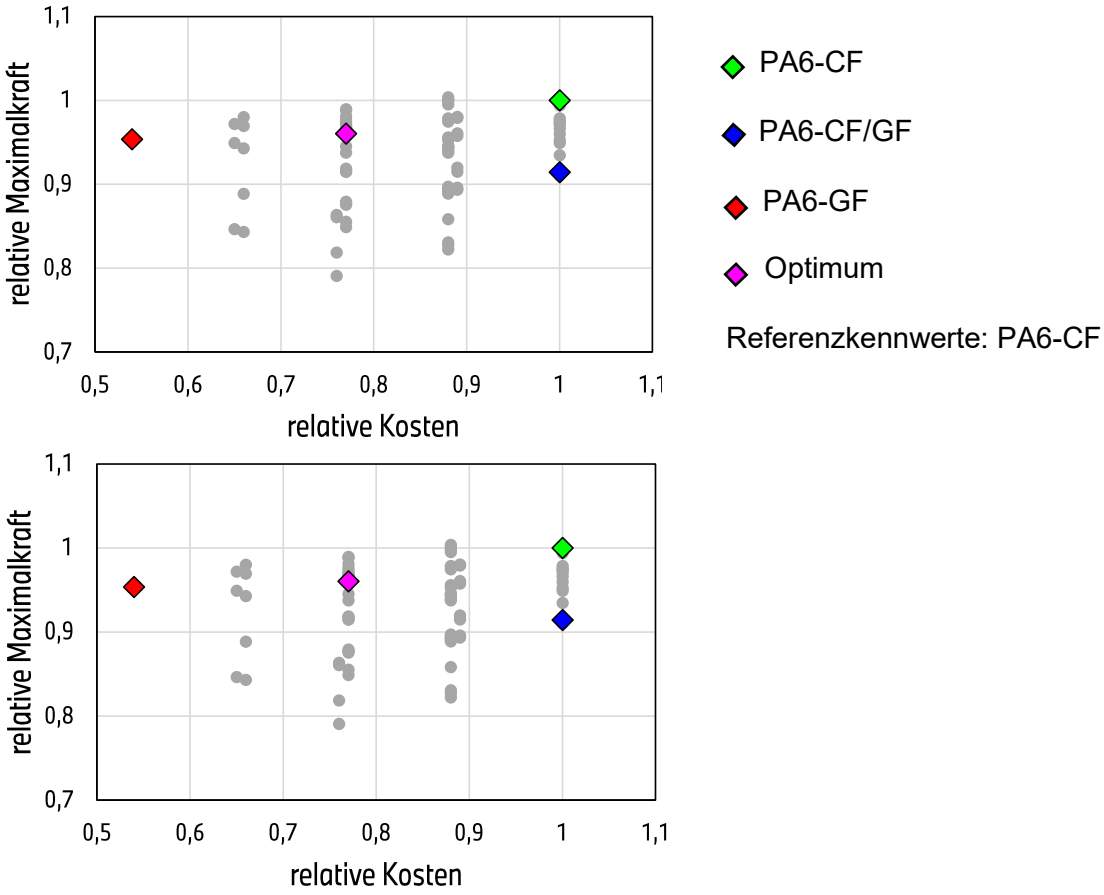


Abbildung 6.18: Simulierte Varianten des Windlauf

Aus dieser Betrachtung ergibt sich Sample Nr. 10 als Optimum, wobei die Profile 1 und 4 aus PA6-CF und 2 und 3 aus PA6-GF gefertigt sind. Es weist 95 % der Steifigkeit, 96 % der Festigkeit bei 77 % der Materialkosten auf. Basierend auf den durchgeführten Betrachtungen kann somit gezeigt werden, dass eine starke Kostenreduktion von -23 % bei vergleichbarer mechanischer Performance des Windlaufs möglich ist. Basierend hierauf wird im Folgenden ein Workflow für komplexe Bauteile in Skelettbauweise aufgezeigt.

Optimierung komplexer Bauteile (MAI-Multiskelett)

Die Zielfunktion der Materialkosten ist aufgrund der diskreten Materialien sowie den damit verknüpften E-Moduli, Kosten und Dichten nicht stetig. Somit können nur sehr beschränkt gradientenbasierte Optimierungsalgorithmen eingesetzt werden. Im Gegensatz dazu eignen sich für diskrete Materialien insbesondere naturanaloge Optimierungsverfahren wie in Kapitel 2.4 erläutert. Aufgrund der hohen Anzahl der Designparameter in der Auslegung komplexer Bauteile in Skelettbauweise ist eine vollfaktorielle Bewertung nicht sinnvoll, da sie einen zu hohen Rechenaufwand darstellt. Um den Auslegungsprozess in Hinblick auf die Materialien und die Querschnitte effizienter zu gestalten, wird in dieser Arbeit ein zusätzlicher Optimierungsworkflow zur Vorauslegung entwickelt. Für eine Erstauslegung solcher Strukturen sind v. a. die Steifigkeit sowie Festigkeit wichtig, um die mechanischen

Randbedingungen zu erfüllen und darauf basierend eine Kosten- sowie Gewichtsabschätzung vornehmen zu können.

Zur Bestimmung der Systemantworten wird das Modell mittels Balkenelementen abgebildet und über RBE3 Elemente an die Lager der Struktur angebunden. Das entspricht dem Strukturmodell im 3-Säulen Modell (vgl. Tabelle 2.1). Als Optimierungsvariablen werden die diskreten Materialien mit den entsprechenden mechanischen Eigenschaften sowie der Querschnitt jedes Profils gewählt. Das Optimierungsziel ist die Minimierung der Materialkosten. Dies stellt das Optimierungsmodell dar. Das betrachtete Bauteil besitzt Anforderungen hinsichtlich seiner Steifigkeit sowie seiner Festigkeit. Sie werden über die entsprechenden Verschiebungen und Spannungsmaxima in Zug- und Druckbelastung abgebildet. Aufgrund der diskreten Materialien PA6-CF und PA6-GF sowie den definierten Querschnitten der Profile entspricht das Problem einem restringierten, diskreten Optimierungsproblem. Aus diesem Grund wird als Optimierungsalgorithmus ein GA genutzt. Als Konvergenzkriterium wird festgelegt, dass keine Änderung des Optimierungsziels >0,001 zwischen den Iterationen auftritt.

Um die Anzahl an Kombinationsmöglichkeiten für den GA zu minimieren, werden die diskreten Querschnitte der Balken nicht als Parameter definiert. Die Querschnittsoptimierung erfolgt mittels des Solvers Optistruct Version 2019.1 für jedes Sample des GA. Dabei werden die rechteckigen Querschnitte des Balkenelements durch die beiden Kantenlängen DIM 1 und DIM 2 beschrieben. Da eine homogene Verteilung der Querschnitte innerhalb definierter Grenzen mit ausreichender Auflösung gegeben ist, findet der von Optistruct bereitgestellte Optimierungsansatz DDVOPT 2 Anwendung. Im ersten Schritt wird eine kontinuierliche Optimierung der beiden Parameter DIM1 und DIM 2 jedes Profils durchgeführt. Basierend auf dem auskonvergierten Optimum wird daraufhin eine diskrete Optimierung durchgeführt. Die diskreten Querschnitte hängen dabei von der später verwendeten Fertigungstechnologie ab. Dabei wird die Querschnittsoptimierung bzgl. der zu erreichenden Ziele hinsichtlich der Verschiebung, der Festigkeit und der Stabilität restringiert. Zusammenfassend ist der Optimierungsworkflow mit dessen Designvariablen, Zielgröße und Randbedingungen in Abbildung 6.19 dargestellt.

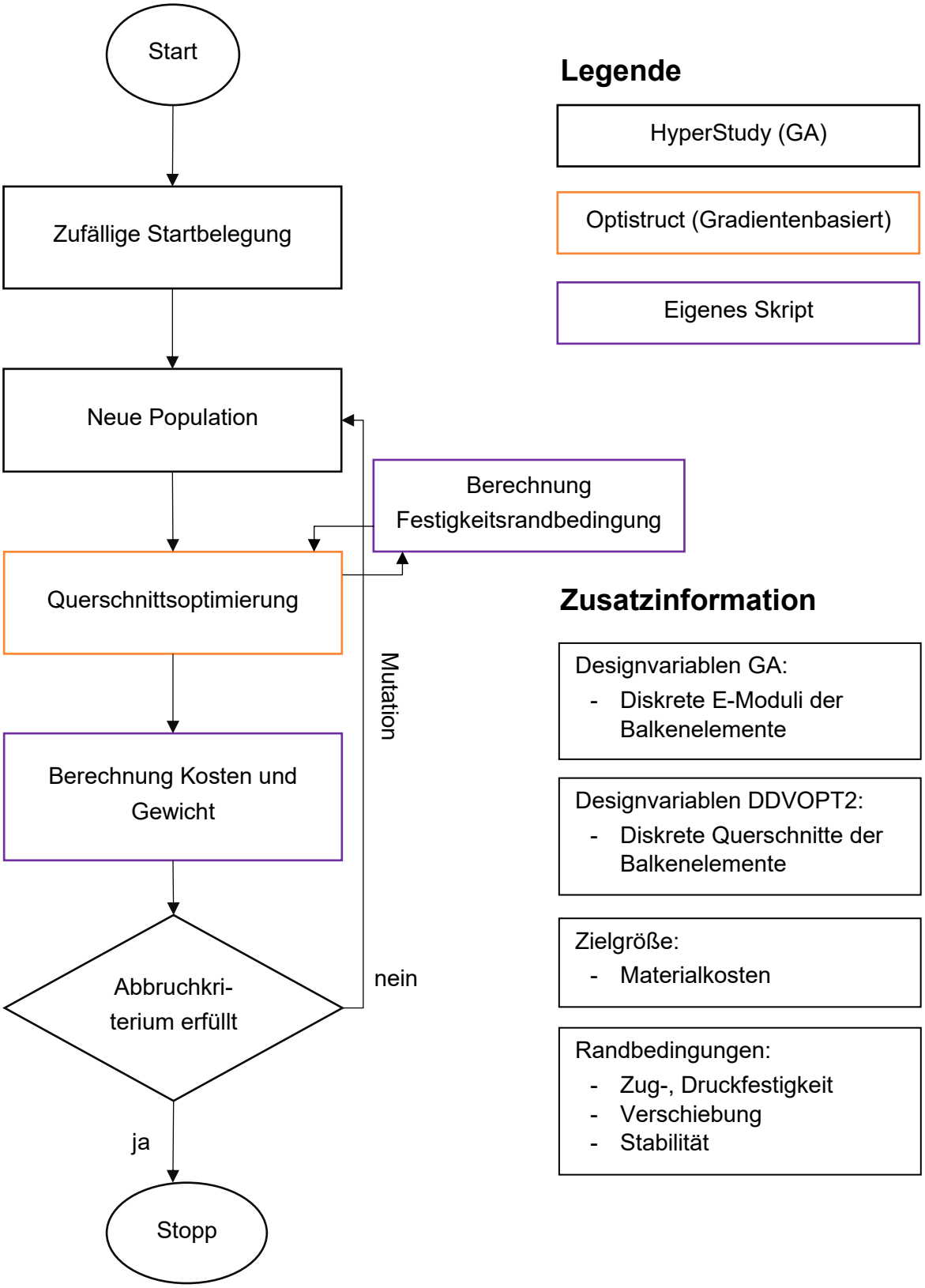


Abbildung 6.19: Optimierungsworkflow zur Materialauswahl

Die mechanischen Randbedingungen der Zugfestigkeit σ_{tM} und der Druckfestigkeit σ_{cM} werden aus den Druckprüfungen der Profile bzw. den Zugprüfungen für die Ermittlung der Simulationskennwerte übernommen und sind in Tabelle 6.5 zusammengefasst.

Tabelle 6.5: Mechanische Eingangsgrößen der Optimierung

	PA6-CF	**PA6-GF**
E-Modul [GPa]	110	40
$\boldsymbol{\sigma_{tM}}$ **[MPa]**	1823	1020
$\boldsymbol{\sigma_{cM}}$ **[MPa]**	220	220

Der Workflow wird im Folgenden exemplarisch für eine Schubstrebe durchgeführt. Die Schubstrebe besteht aus 37 unabhängigen Profilen. Dies entspricht in einem Versuchsaufwand von $13{,}7 \times 10^{10}$ für zwei Materialien. Die Schrittweite der Querschnittsänderung beträgt 1 mm mit einem Minimum von 1 mm bis zu einem Maximum von 20 mm.

Basierend auf einer zufälligen Startbelegung der Profile mit Materialien wird eine Population der Größe 20 generiert. Im Zuge der darauffolgenden Querschnittsoptimierung werden die Festigkeitsrandbedingungen sowie die Materialkosten in einem externen Skript evaluiert. Verschiebungs- sowie Stabilitätsrandbedingungen werden in der Software selbst berechnet. Darauf basierend wird ermittelt, ob das Abbruchkriterium erfüllt wurde. Ist das der Fall endet die Optimierung. Falls nicht wird auf Basis der vorhergehenden Population eine Neue erstellt. Die Startbelegungen der Population, bei denen die Berechnung gescheitert ist werden für die Erstellung der neuen Population nicht betrachtet. Die im GA verwendete Mutationsrate beträgt 0,01. Ferner werden stets die besten 10 % der aktuellen Population direkt in die nächste Population übergeben. Das stellt sicher, dass sich die Lösungen stetig verbessert. Die Chance neue Kombinationen miteinfließen zu lassen ist mit einem Anteil von 90 % der Startbelegung jedoch ausreichend hoch.

Die Schubstrebe wird hinsichtlich zweier Lastfälle beurteilt (Abbildung 6.20). Dabei wird die Struktur in Lastfall 1 mit 1000 N in Richtung der Gerade zwischen den Anschraubpunkten beaufschlagt. Lastfall 2 wird durch eine Kraft von 100 N in Richtung der negativen z-Achse gebildet. Dies dient der Beurteilung der Steifigkeit der Struktur in den entsprechenden Raumrichtungen. Dabei wird die Kraft über ein RBE3 Element in das Lager eingebracht. In beiden Lastfällen wird die Struktur am Anschraubpunkt in allen 6 Freiheitsgraden starr gelagert.

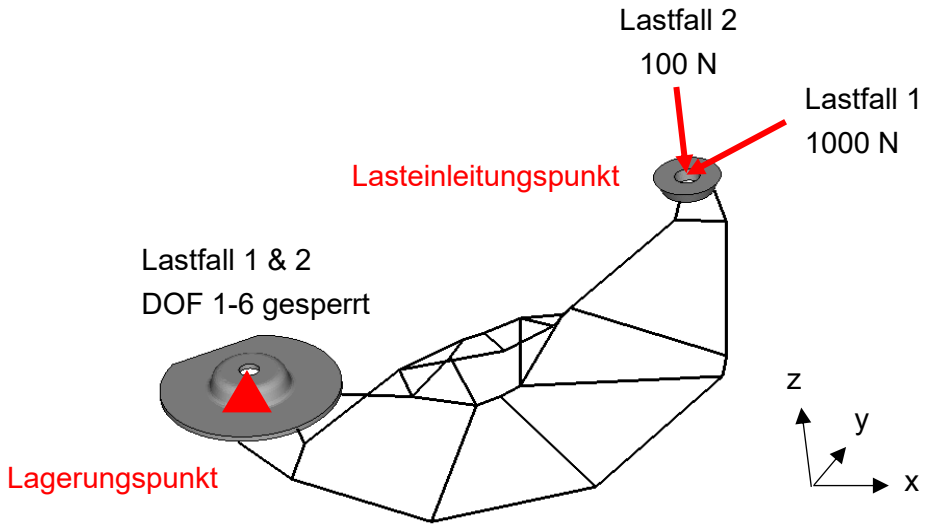


Abbildung 6.20: Abstrahierte Schubstrebe mit Lagerung und Lastfällen

Die Randbedingungen in beiden Lastfällen sind dabei durch die absolute Verschiebung des Lasteinleitungspunktes mit folgenden Werten gegeben:

- Lastfall 1: Verschiebung < 0,225 mm,
- Lastfall 2: Verschiebung < 3,55 mm.

Die Grenzwerte der Verschiebung ergeben sich durch die Ermittlung der Verschiebungen im bestehenden Referenzbauteil bei gleicher Beanspruchung. Zusätzlich wird die Stabilität der Einzelprofile in den beiden Lastfällen überprüft. Hierfür wird die Strukturantwort LAMA in Optistruct verwendet. Der ausgegebene Wert λ_{krit} entspricht dem Sicherheitsfaktor, welcher die aktuelle Belastung F_{ref} und die kritische Kraft F_{krit}, welche zum Stabilitätsversagen führt, ins Verhältnis setzt (vgl. Formel 6.17). Um keine Stabilitätsprobleme im betrachteten Profil zu bekommen, ist die Randbedingung für beide Lastfälle λ_{krit} > 1:

$$\lambda_{krit} = \frac{F_{ref}}{F_{krit}}. \tag{6.17}$$

Das Optimierungsziel ist die Minimierung der Materialkosten. Sie errechnen sich aus der Summe der Materialkosten MK der Einzelprofile wie folgt:

$$MK = \sum_{i=1}^{n} V_i \cdot \rho_i \cdot c_i. \tag{6.18}$$

In die Berechnung der MK des i-ten Profils fließen das Volumen V_i, die Dichte ρ_i und die Materialkosten c_i ein. Im selben Skript findet die Beurteilung des Spannungszustandes bzgl. der Festigkeiten des entsprechenden Materials unter Zug- und Druckbeanspruchung statt. Dieses beurteilt den Spannungszustand an vier Punkten A, B, C und D im Profil (vgl. Abbildung 6.21). Der Quotient aus vorherrschender Spannung und entsprechender

Festigkeit des Materials bildet die Sicherheit. Sie wird in diesem Skript auf 1 festgelegt. Daraus ergibt sich die vierte Randbedingung, dass die Sicherheit > 1 sein muss.

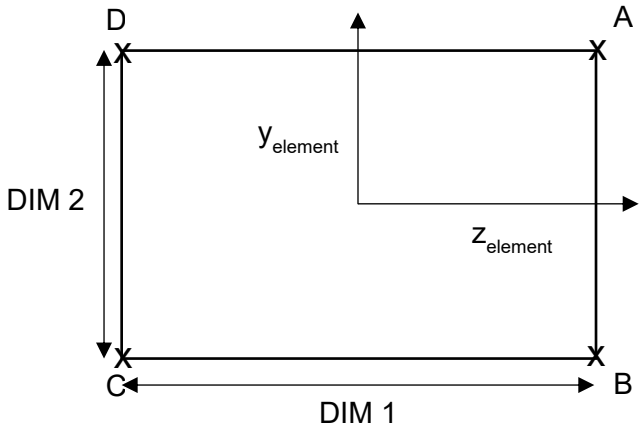


Abbildung 6.21: Balkenelement

In Abbildung 6.22 ist der resultierende Optimierungsverlauf dargestellt. Der zackige Verlauf ist typisch für Optimierungsalgorithmen mit einer zufallsgesteuerten Parameterwahl. Dies verhindert das Konvergieren hin zu einem lokalen Minimum und erhöht die Wahrscheinlichkeit, dass ein globales Optimum gefunden wird. Als Abbruchkriterium greift die geringe Änderung des Optimierungsziels in der letzten Population.

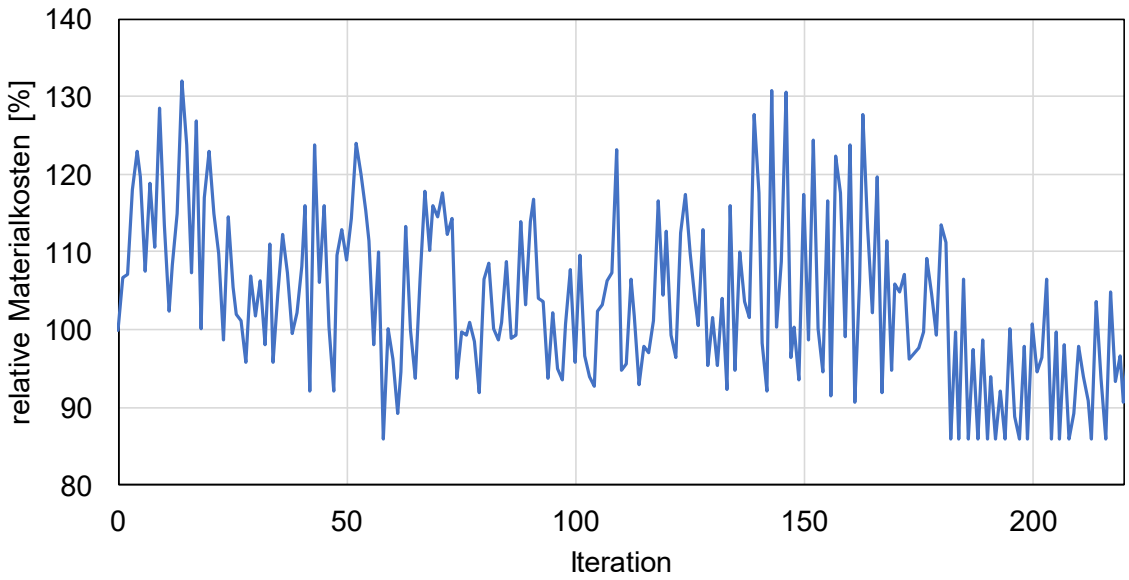


Abbildung 6.22: Optimierungsverlauf

Die Verschiebung für Lastfall 1 ist exemplarisch für das beste Sample der Optimierung in Abbildung 6.23 dargestellt. Zudem ist ein typischer Verlauf der Stabilitätsrandbedingung für Lastfall 1 eines Profils des Demonstratorbauteils dargestellt. In magenta sind jeweils die Randbedingungen dargestellt, welche erfüllt sein müssen.

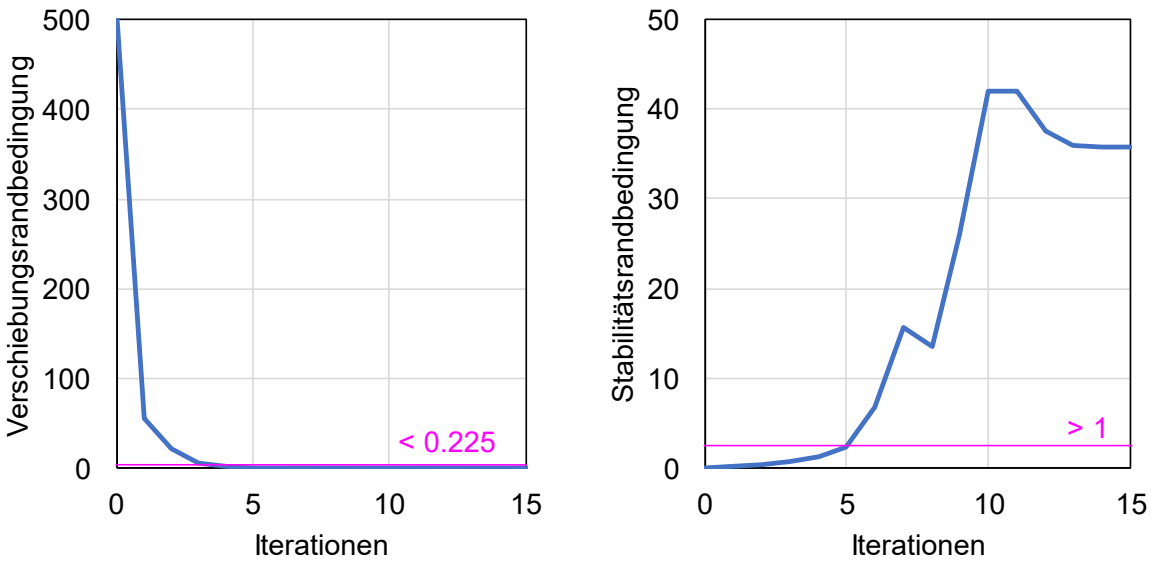


Abbildung 6.23: Exemplarischer Verlauf der Verschiebungs- und Stabilitätsrandbedingungen

Die Verschiebungsradbedingung nähert sich asymptotisch an den Grenzwert an. Folglich ist das Bauteil steifigkeitsdominiert. Im Gegensatz dazu besitzt es ein Vielfaches an Sicherheit bzgl. der Stabilitäts- sowie Festigkeitsgrenzwerten. Das Ergebnis der Optimierung ist in Tabelle 6.6 zusammengefasst. Durch die Optimierung konnten die Materialkosten um 14 % gegenüber dem reinen PA-CF Ansatz gesenkt werden. Zusätzlich ergibt sich ein Gewichtsvorteil gegenüber der PA6-GF Variante von -26 %.

Tabelle 6.6: Ergebnisse der Optimierung

	Materialkosten [%]	**Gewicht [%]**
PA6-CF	100	100
PA6-GF	86	222
Optimum aus Workflow	86	164

Die resultierende Struktur ist in Abbildung 6.24 dargestellt. Es wird deutlich, dass Profile aus PA6-GF deutlich massiver ausgeführt werden müssen. Dadurch kann die Biegesteifigkeit aufgrund des Flächenträgheitsmoments jedoch sehr gut genutzt werden.

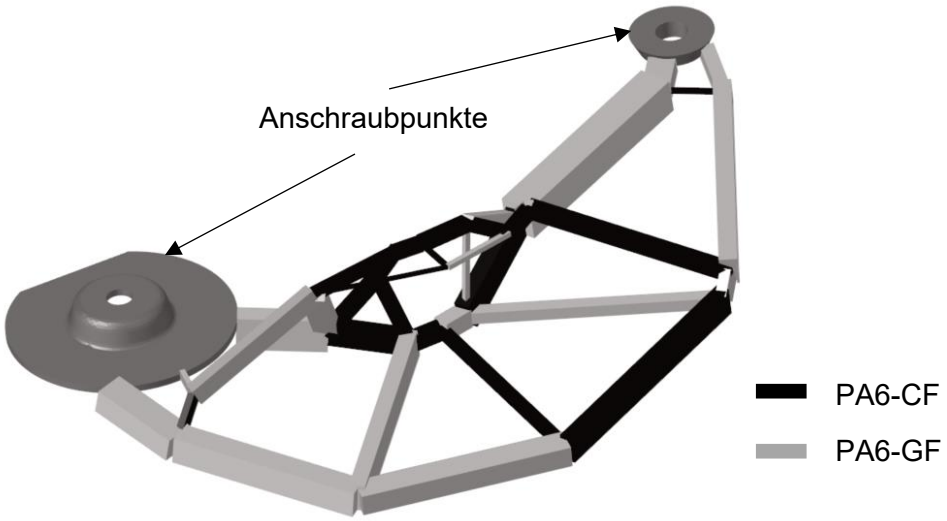


Abbildung 6.24: Optimierte Schubstrebe

Da es keine festigkeitsdominierten Profile in der Struktur gibt, kann nicht herausgearbeitet werden, inwiefern der Optimierungsworkflow tatsächlich das in Kapitel 6.4.1 hergeleitete Potential hinsichtlich der Festigkeit von PA6-GF nutzt. Jedoch zeigt sich, dass selbst unter reinen Steifigkeitsrandbedingungen der Einsatz von PA6-GF wirtschaftlich sinnvoll sein kann. Dies liegt an den komplexen Zusammenhängen der Einzelprofile und deren Wechselwirkungen in der Struktur.

Der vorgestellte Optimierungsworkflow zur Materialauswahl quantifiziert erfolgreich das zu erzielende Potential durch die Verwendung unterschiedlicher Materialien. Für weiterführende Arbeiten wird empfohlen Fertigungsrandbedingungen in den Optimierungsworkflow zu integrieren. Dies betrifft insbesondere die Gestaltung der Knotenpunkte zwischen Profilen und Querschnittssprünge innerhalb von Profilen. Zudem wäre es sinnvoll den Wärmeausdehnungskoeffizient α zu integrieren, da CF in Faserrichtung $\alpha < 0$ und GF $\alpha \sim 5{,}1 \times 10^{-6}/K$ besitzen (vgl. Anhang D). Für GF-Verbunde mit PA6 ergibt sich somit ein deutlich höheres α als für CF-Verbunde. Aufgrund der starken Temperaturunterschiede bei der Abkühlung der Struktur nach dem Spritzgussprozess kann es dadurch zu Verzug im fertigen Bauteil kommen.

7 Experimentelle Validierung der Optimierung am Beispiel des Windlaufs

In diesem Kapitel werden die in Kapitel 6 simulativ betrachteten Bauteile am Beispiel des Windlaufs mit realen Versuchen abgeglichen. Hier wird ein Vorserienstand des entsprechenden Bauteils des BMW iX (s. Abbildung 7.1) verwendet.

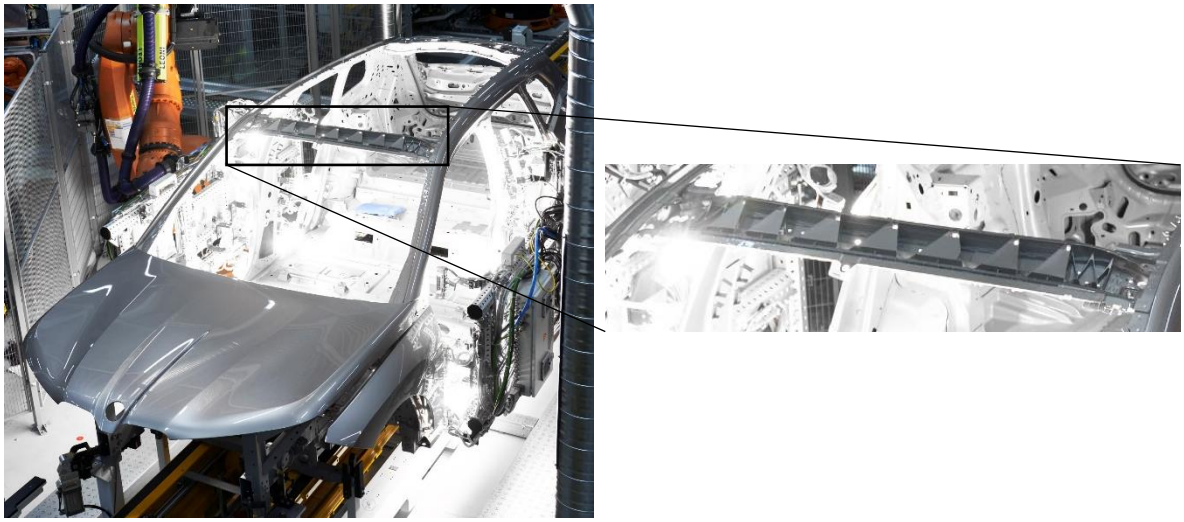


Abbildung 7.1: Windlauf des BMW iX in Skelettbauweise

Insbesondere wird die optimierte FKV-Profilmaterialkonfiguration aus Kapitel 6.4.2 geprüft und der Optimierungsworkflow damit validiert. Zusätzlich zu statischen Stauchversuchen werden dynamische Stauchversuche durchgeführt. Hierdurch kann das dynamische Bauteilverhalten beurteilen und die Nutzbarkeit der untersuchten Materialien bei höheren Dehnraten analysiert werden.

7.1 Bauteilherstellung

Die Herstellung des Windlaufs in Skelettbauweise gliedert sich in die drei Prozessschritte (vgl. Kapitel 2.2):

1. Herstellung der endlosfaserverstärkten Profile,
2. Umformung der endlosfaserverstärkten Profile,
3. Umspritzen der Profile zum fertigen Bauteil.

Die Profile werden als Halbzeug angeliefert. Die Prozessschritte 2 und 3 werden in einer bestehenden Fertigungszelle durchgeführt (s. Abbildung 7.2). Diese bildet einen teilautomatisierten, verketteten Herstellungsprozess ab, welcher eine reproduzierbare Produktion der Bauteile gewährleistet.



Abbildung 7.2: Teilautomatisierte Fertigungszelle für Windläufe in Skelettbauweise

Die Profile werden mittels eines Infrarot (IR)-Heizfeldes erhitzt. Daraufhin werden sie durch einen Handlingsroboter aufgenommen und in das Umformwerkzeug eingelegt. Nach der Umformung werden die Profile vom Handlingsroboter zusammen mit Metalleinlegern in die Spritzgussmaschine eingelegt und in diesem Prozessschritt zum fertigen Bauteil verbunden. Der hergestellte Windlauf wird durch den Handlingsroboter entnommen und zur Entnahme über ein Förderband bereitgestellt.

Bei hybriden Bauteilen aus Spritzgussmaterial und FKV-Profilen ist der Kontaktbereich der unterschiedlichen Materialien kritisch. Hier entstehen Eigenschaftsgradienten, welche zu Spannungsspitzen und -unstetigkeiten führen [11]. Um eine bestmögliche Haftung des Spritzgussmaterials an den Profilen zu gewährleisten, wird ebenfalls ein PA6 Material verwendet. Zur zusätzlichen Verbesserung der mechanischen Eigenschaften wird ein 15 m% CF verstärktes Material (PA6-CF15) des Herstellers WIPAG verwendet. Der in dieser Arbeit genutzte Vorserienstand des Windlauf des BMW iX ist in Abbildung 7.3 dargestellt.

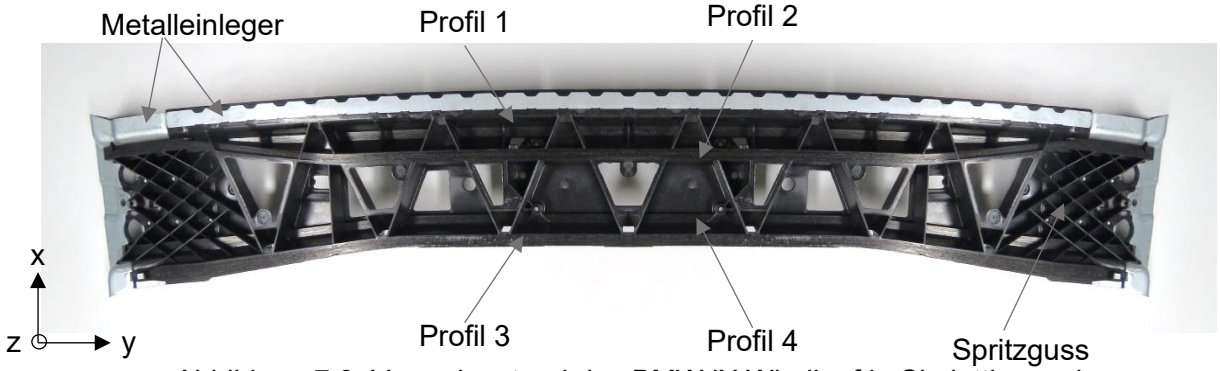


Abbildung 7.3: Vorserienstand des BMW iX Windlauf in Skelettbauweise

Er besteht aus vier Profilen, dem Spritzgussmaterial sowie drei Metalleinlegern, welche zur Anbindung an die umliegenden Bauteile benötigt werden. Die geprüften Materialkombinationen sowie deren im weiteren Verlauf der Arbeit genutzten Bezeichnungen sind in Tabelle 7.1 zusammengefasst.

Tabelle 7.1: Geprüfte Materialkombinationen des Windlaufs

Bezeichnung	**Stabmaterial**	**Spritzgussmaterial**
PA6-CF	PA6-CF	WIC PA6 15 BK IM MI384
PA6-CF/GF	PA6-CF/GF	WIC PA6 15 BK IM MI384
PA6-GF	PA6-GF	WIC PA6 15 BK IM MI384
PA6-CF+PA6-GF	PA6-CF+PA6-GF	WIC PA6 15 BK IM MI384

Neben den Bauteilen aus FKV-Profilen eines Materials und dem entsprechenden Spritzgussmaterial wird die optimierte FKV-Profilmaterialkonfiguration PA6-CF+PA6-GF (vgl. Kapitel 6.4.2) mit einer Kombination aus PA6-CF und PA6-GF Profilen geprüft.

7.2 Mechanische Bauteilprüfungen

7.2.1 Quasistatische Stauchprüfung

Die Prüfungen werden mittels einer Universalprüfmaschine Z250 der Zwick GmbH mit einer 250 kN Kraftmessdose durchgeführt. Getestet werden die Bauteile in konditioniertem Zustand bei +23 °C. Die Konditionierung wird basierend auf den Erkenntnissen aus Kapitel 5.3 für 10 Tage nach DIN EN ISO 1110 durchgeführt. Die Prüfgeschwindigkeit wird auf 1 mm/s festgelegt. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 7.4 dargestellt.

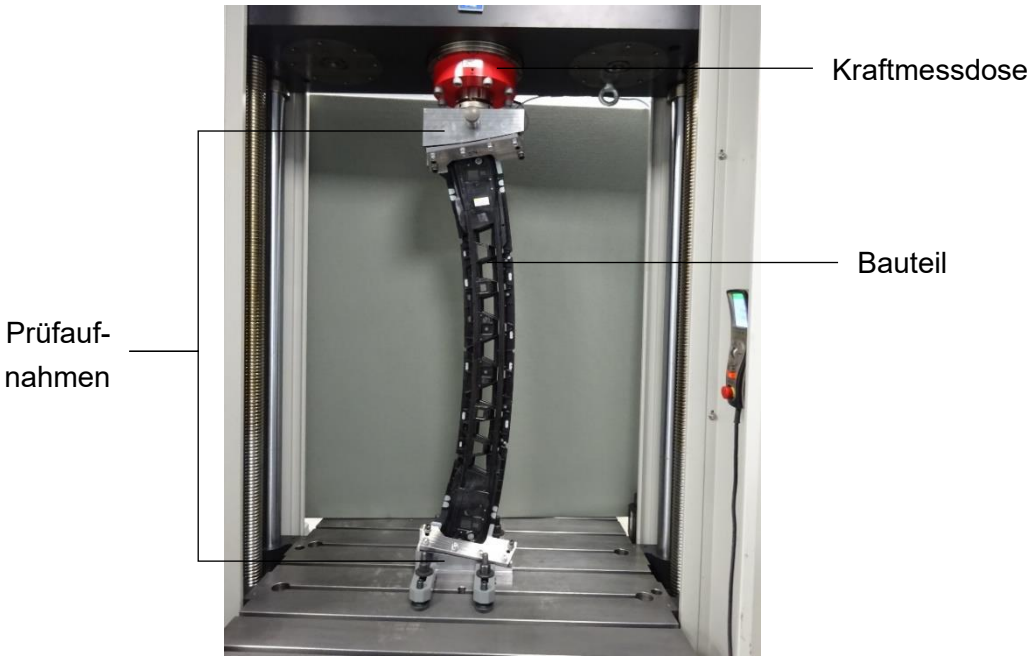


Abbildung 7.4: Prüfaufbau quasistatische Stauchprüfung

Das Bauteil wird mittels Aufnahmen im Bereich der Metallflansche geklemmt, was der starren Anbindung durch die Schweißpunkte an der Rohkarosserie entspricht. Die Aufnahmen werden unten starr an der Aufspannfläche und oben an der Kraftmessdose fixiert. Für jede Materialkombination werden fünf Bauteile geprüft.

Als Ergebnis der Prüfung wird eine Kraft-Weg-Kurve ausgegeben, welche exemplarisch für ein PA6-GF Bauteil in Abbildung 7.5 dargestellt ist. Darauf basierend werden sowohl die Maximalkraft F_{max} als auch die Steifigkeit ermittelt. Im Kraft-Weg-Diagramm wird deutlich, dass zwischen einem linearen Anstieg der Kraft und einem duktilen Verhalten bis zur Maximalkraft zu unterscheiden ist. Die Steifigkeit wird aus diesem Grund durch eine lineare Regression der Daten zwischen dem Ursprung und der halben Maximalkraft auf Basis der Methode der kleinsten Quadrate berechnet.

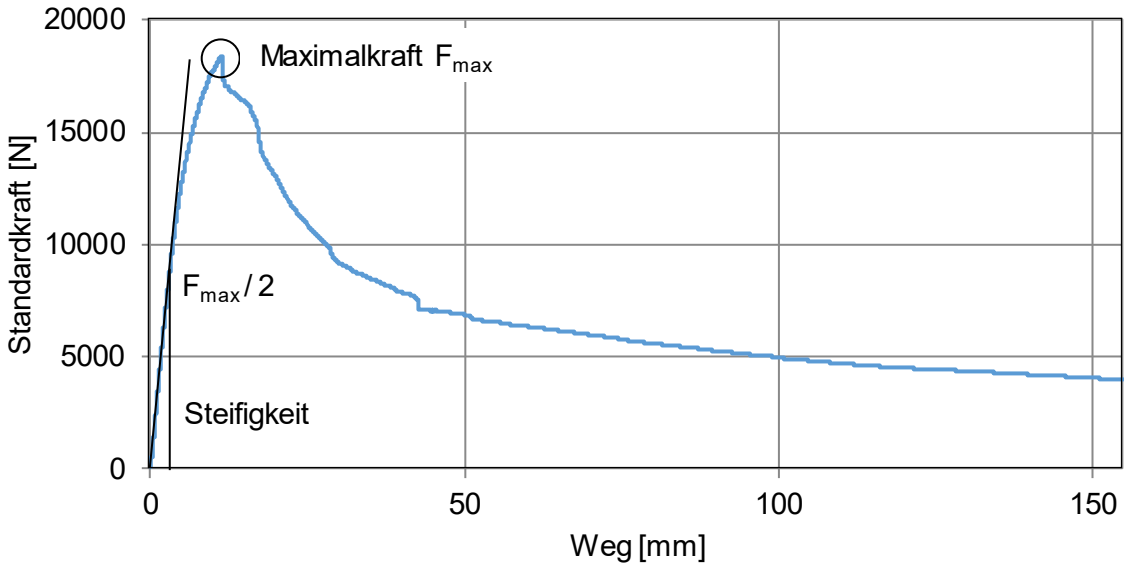


Abbildung 7.5: Exemplarischer Kraft-Weg Verlauf quasistatische Stauchprüfung PA6-GF

Die Ergebnisse der Prüfungen sind in Abbildung 7.6 dargestellt.

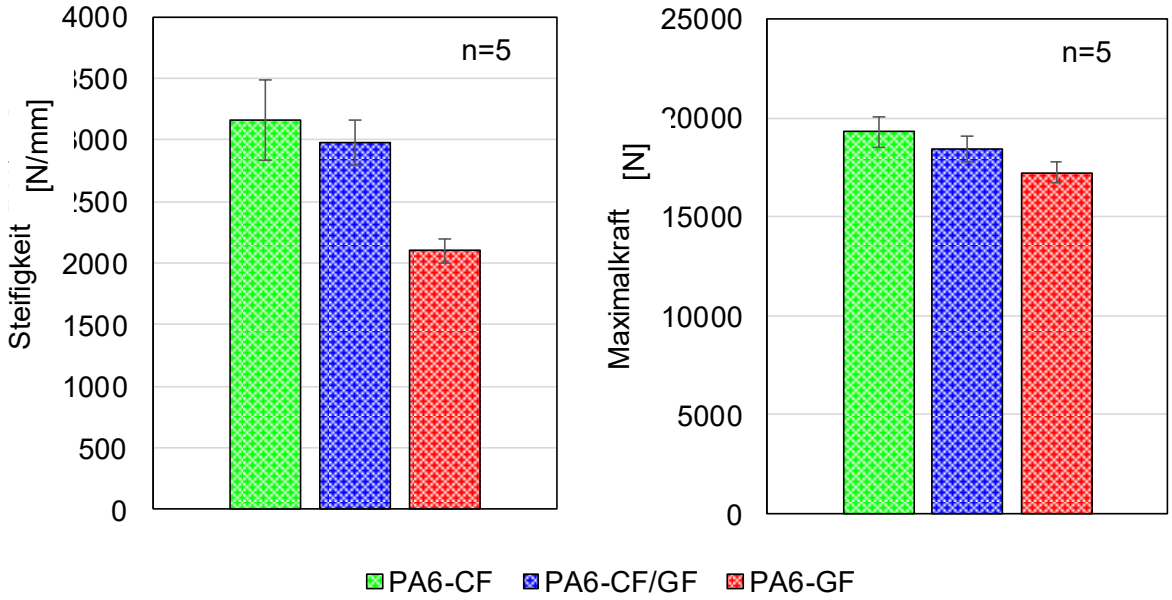


Abbildung 7.6: Ergebnisse quasistatische Stauchprüfung im konditionierten Zustand

PA6-CF/GF ist verglichen mit PA6-CF hinsichtlich Steifigkeit und Festigkeit gleich. PA6-GF weist gegenüber PA6-CF eine Reduktion der ermittelten Steifigkeit um -33 % und der Kraft um -11 % auf.

Zur Validierung der durchgeführten Optimierung (vgl. Kapitel 6.4.2) wird zusätzlich ein Hybridbauteil mit PA6-CF-Profilen an den Positionen 1 und 4 sowie PA6-GF-Profilen an den Positionen 2 und 3 gefertigt. Der Windlauf erreicht laut Simulation 95 % der Steifigkeit und 96 % der Maximalkraft von PA6-CF.

Im Versuch konnten die Ergebnisse bestätigt werden. So liegt die Steifigkeit mit 2732 N/mm und die Maximalkraft mit 19240 N nicht signifikant unter den Kennwerten der PA6-CF-Referenzvariante (vgl. Abbildung 7.7).

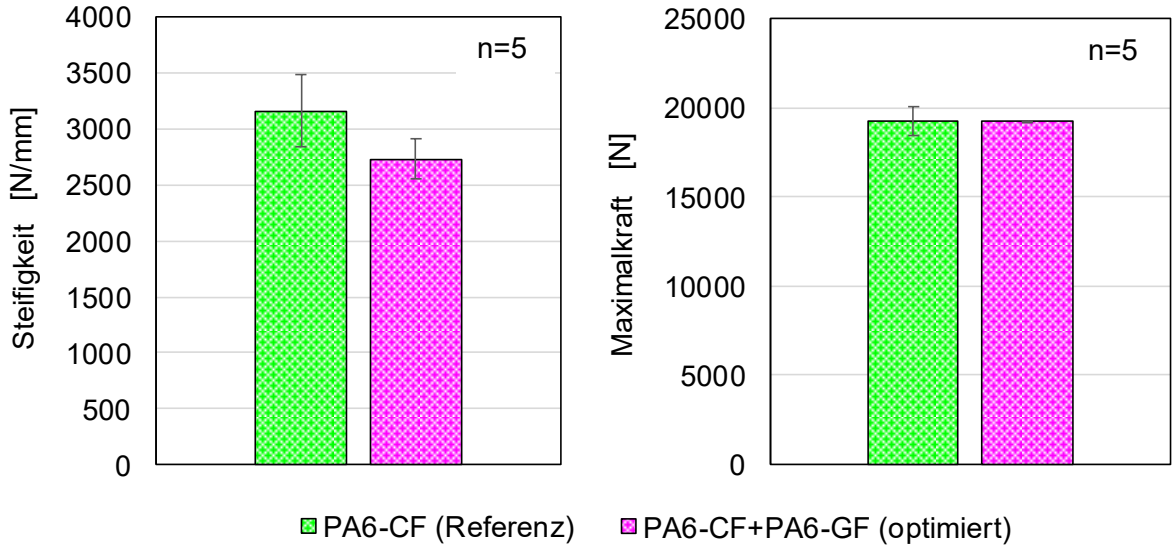


Abbildung 7.7: Vergleich der optimierten FKV-Profilmaterialkonfiguration mit der Referenz im konditionierten Zustand

Hinsichtlich des Versagensbildes ist das Erstversagen an den in der z-Achse unten liegenden Profilen zu beobachten. Das Druckversagen wird durch Druck und Biegung aufgrund der Wölbung des Bauteils im Profil induziert. Abbildung 7.8 zeigt das auftretende Druckversagen im Bauteil.



Abbildung 7.8:Versagensbild quasistatische Stauchprüfung

Das Erstversagen tritt bei circa einem Drittel der y-Gesamtlänge des Bauteils auf. Aufgrund der Symmetrie des Bauteils ist das Versagen an beiden Seiten des Bauteils zu erkennen. Nach dem Erstversagen der untenliegenden FKV-Profile sind die obenliegenden noch zusammenhängend. Die Integrität bleibt bis zum Ende der Prüfung erhalten.

7.2.2 Dynamische Stauchprüfung

Neben den Anforderungen an die quasistatischen Kennwerte, wird das dynamische Verhalten der Materialien im Windlauf untersucht, welches aufgrund der Anforderungen durch den seitlichen Pfahlaufpralltest für den Windlauf relevant ist. Die Seitenschutzanforderungen sind auf Basis des Euro-NCAP Pfahlaufpralltest [90] sowie den FMVSS 214 der national Highway Traffic Safety Administration von Bedeutung [101]. Exemplarisch ist in Abbildung 7.9 der Aufbau des Pfahlaufpralltests dargestellt. Hierbei wird das Fahrzeug in einem Winkel von 75° mit einer Geschwindigkeit von 32 km/h gegen einen starren Pfahl gefahren. Hinsichtlich des Windlaufs ist dabei insbesondere die Strukturintegrität von Bedeutung.

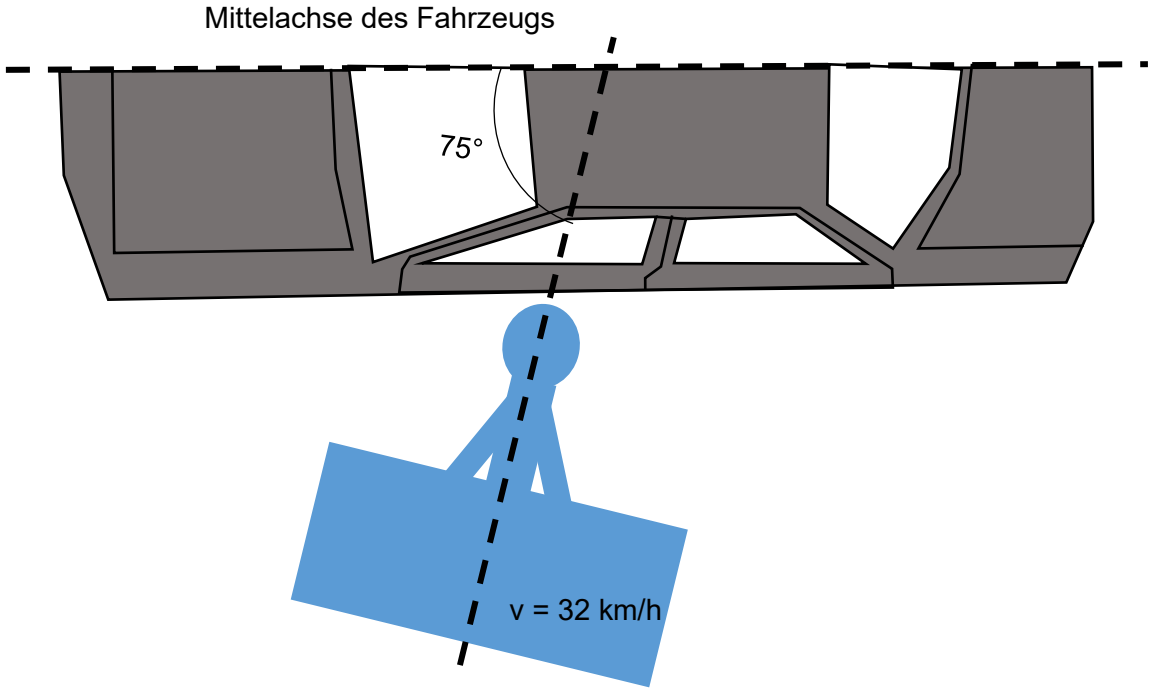


Abbildung 7.9: Aufbau Euro NCAP Pfahlaufpralltest [90]

Auf diese Weise wird die Robustheit der optimierten Variante hinsichtlich zusätzlicher dynamischer Anforderungen des Bauteils überprüft. Ferner wird ein Ausblick auf das mechanische Verhalten von Skelettbauteilen bei höheren Dehnraten und deren Eignung dafür gegeben, welche v. a. vor dem Hintergrund der identifizierten, crashrelevanten Bauteile in Kapitel 6.1 sinnvoll ist.

Zur Bewertung des dynamischen Versagensverhaltens werden dynamische Stauchprüfungen an einem Fallturm durchgeführt. Das Bauteil wird daran mittels Prüfaufnahmen am Schlitten des Fallturmes fixiert. Die feste Fixierung am Schlitten verhindert ein Nachschwingen der oberen Prüfaufnahme nach dem Abbremsen des Schlittens, was eine gute visuelle Beurteilung der Strukturintegrität des Bauteils ermöglicht. Die Fallmasse inkl. Bauteil und der beiden Prüfaufnahmen beträgt 283 kg. Der verwendete Prüfaufbau ist in Abbildung 7.10 dargestellt.

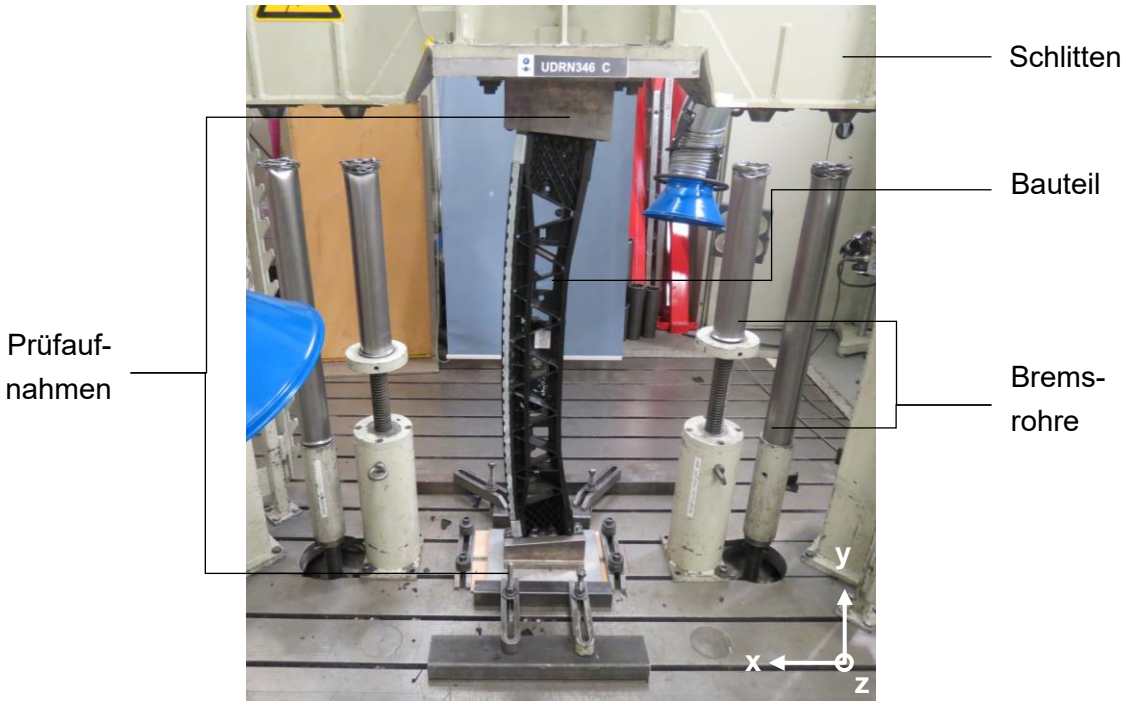


Abbildung 7.10: Prüfaufbau dynamische Stauchprüfung

Die Aufprallgeschwindigkeit beträgt 3,33 m/s. Diese wurde aus einer entsprechenden Gesamtfahrzeugsimulation ausgelesen und entspricht der Geschwindigkeit, welche an den Anbindungspunkten des Windlaufs zum Zeitpunkt des Pfahlimpakts auftritt. Die Intrusion wird als der Weg definiert, den das Bauteil in y-Richtung (vgl. Abbildung 7.10) gestaucht wird, bevor es durch vier Bremsrohre bis zum Stillstand abgebremst wird. Die Intrusion wird auf Basis im Vorfeld durchgeführter Simulationen zu 110 mm festgelegt.

Als Ergebnis der Fallturmprüfung wird eine Kraft-Weg-Kurve ausgegeben, welche exemplarisch für ein PA6-CF Bauteil in Abbildung 7.11 dargestellt ist. Nach [102] werden energieabsorbierende Bauteile im Crashlastfall unter anderem durch das Kraftmaximum sowie das darauffolgende Niveau der mittleren Stauchkraft charakterisiert. Im Versuch zeigt sich ein Kraftabfall ab 80 mm. Zur Beurteilung des Nachversagensverhaltens der unterschiedlichen Materialkombinationen wird deshalb die mittlere Stauchkraft zwischen 20 mm und 80 mm bewertet. In diesem Bereich stellt sich wie in Abbildung 7.11 exemplarisch zu sehen ein gleichbleibendes Kraftniveau ein.

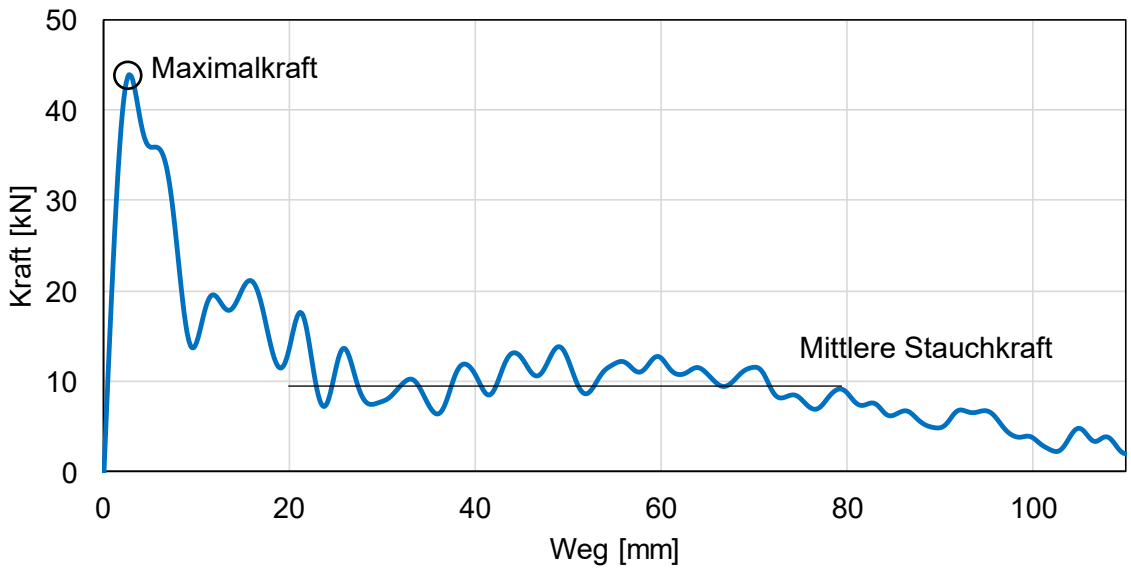


Abbildung 7.11: Exemplarischer Kraft-Weg-Verlauf dynamische Stauchprüfung PA-CF

Die Maximalkraft ist die höchste in der Prüfung gemessene Kraft, bei der das Erstversagen der Struktur eintritt. Die auftretenden Maximalkräfte sind in Abbildung 7.12 dargestellt. Die mittlere Stauchkraft ist ein Indikator für die Fähigkeit Energie zu absorbieren. Indirekt kann hierdurch die Strukturintegrität des Bauteils während des Crashvorgangs bewertet werden. Dabei spricht ein hohes Niveau für ein intaktes Bauteil, wohingegen ein mittlere Stauchkraft von <5 kN für ein komplettes Versagen des Bauteils spricht.

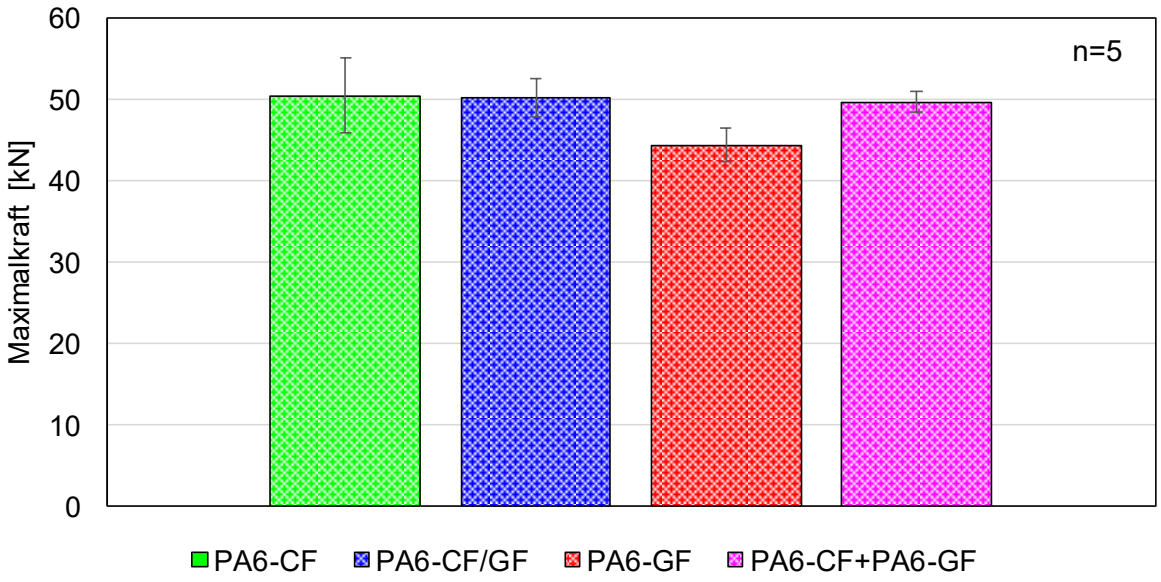


Abbildung 7.12: Maximalkraft dynamische Stauchprüfung

Die Maximalkraft von PA6-CF, PA6-CF/GF sowie PA6-CF+PA6-GF ist gleich. Das ist auf dieselbe Materialität in den Profilen 1 und 4 zurückzuführen, welche initial Versagen und

damit die Maximalkraft definieren. PA6-GF weist eine um 12 % signifikant geringere Maximalkraft ggü. PA6-CF auf.

Die Druckfestigkeit von faserverstärktem PA6 erhöht sich bei hohen Dehnraten um bis zu 60 % [103]. Das ist auf die dehnratenabhängigen mechanischen Eigenschaften der Matrix zurückzuführen [104]. Zudem kann sich das Versagensbild sowie dessen zeitlicher Ablauf im Vergleich zur quasistatischen Prüfung ändern [105]. Ersteres kann als Ursache ausgeschlossen werden, da dasselbe Matrixsystem verwendet wird. Folglich wird ein unterschiedliches Versagensbild bei hohen Dehnraten von PA6-GF ggü. PA6-CF vermutet. In Abbildung 7.13 ist die mittlere Stauchkraft der dynamischen Stauchprüfung dargestellt. Hinsichtlich dieser ist eine sehr hohe Standardabweichung festzustellen, welche auf unterschiedliche Versagensmodi innerhalb der Prüfreihe zurückzuführen ist. Aus diesem Grund ist kein signifikanter Unterschied der geprüften Materialkombinationen festzustellen.

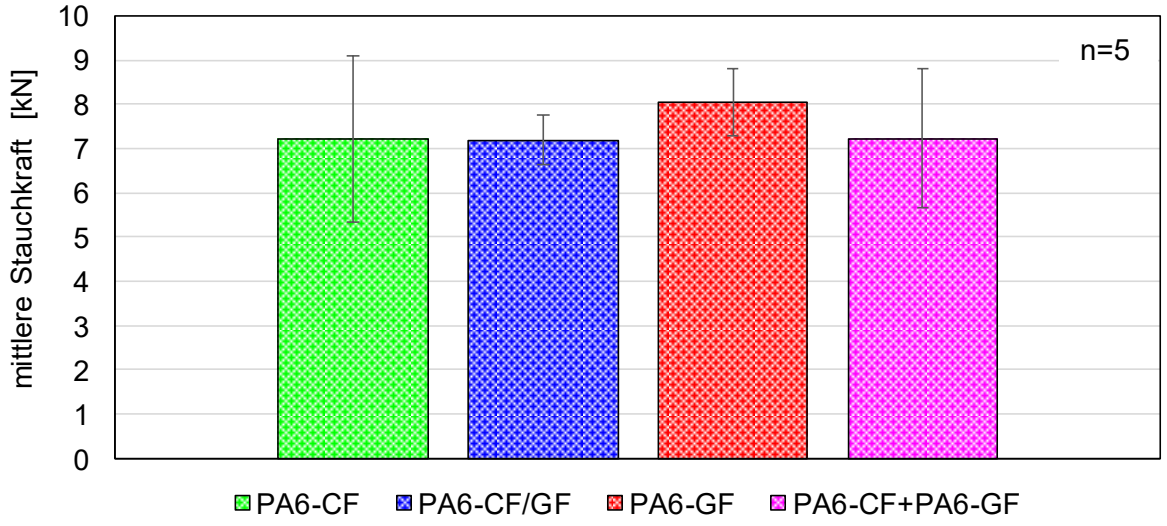


Abbildung 7.13: Mittlere Stauchkraft dynamische Stauchprüfung zwischen 20 mm und 80 mm Weg

In Abbildung 7.14 ist der Versagensvorgang der dynamischen Prüfung exemplarisch an einem PA6-CF Windlauf dargestellt. Das initiale Versagensbild ist dabei vergleichbar zu dem der statischen Stauchprüfung. Dabei versagen die beiden Profile 1 und 4 auf Druckbelastung und knicken ein. Daraufhin sind ausschließlich die beiden Profile 2 und 3 noch lastragend.

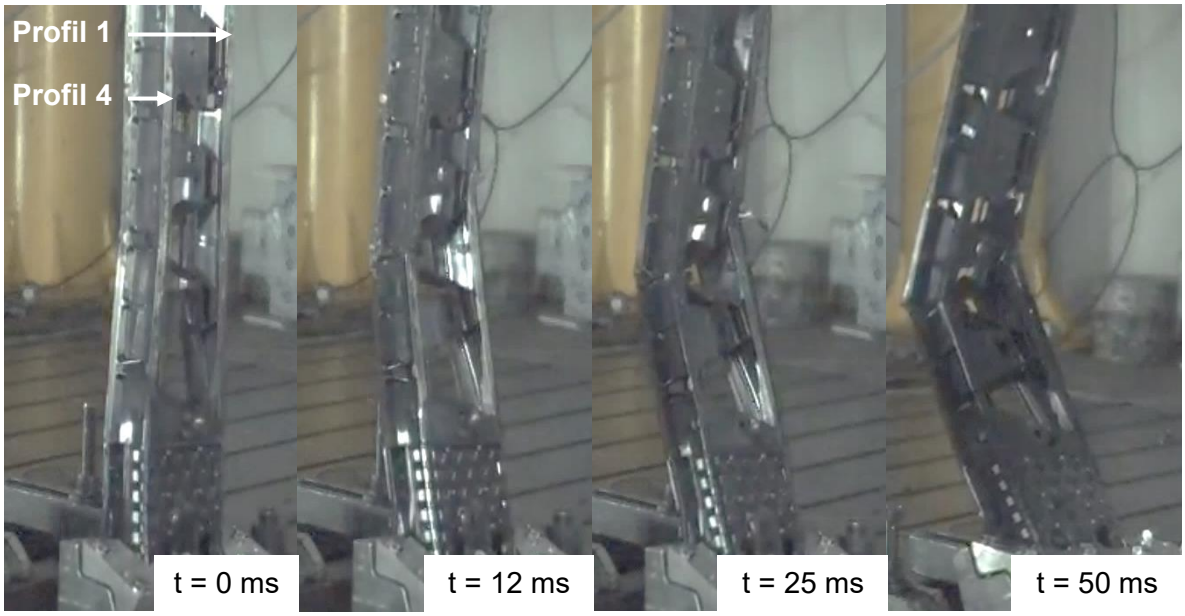


Abbildung 7.14: Versagensbild dynamische Stauchprüfung

Das Erstversagen mit der entsprechenden Maximalkraft tritt bei einem Intrusionsweg von weniger als 5 mm auf, was mit einer geringen Energieaufnahme einhergeht. Die hohe verbleibende Energie kann, zusammen mit einem verbleibendem Intrusionsweg von > 105 mm, ebenfalls zu einem Versagen der beiden Profile 2 und 3 führen.

7.3 Diskussion der Ergebnisse

Durch die Gegenüberstellung der Optimierungsergebnisse mit den Ergebnissen der statischen Stauchprüfung soll der Auslegungsworkflow für einfache Skelettbauteile am Beispiel des Windlaufs validiert werden. In Abbildung 7.15 sind die relativen quasistatischen Steifigkeiten der Windläufe mit den untersuchten FKV-Profilmaterialkonfigurationen dargestellt, welche, wie in Kapitel 7.2.1 beschrieben, ermittelt wurden. Normiert wird auf die jeweilige Steifigkeit der PA6-CF Variante aus Versuch und Simulation.

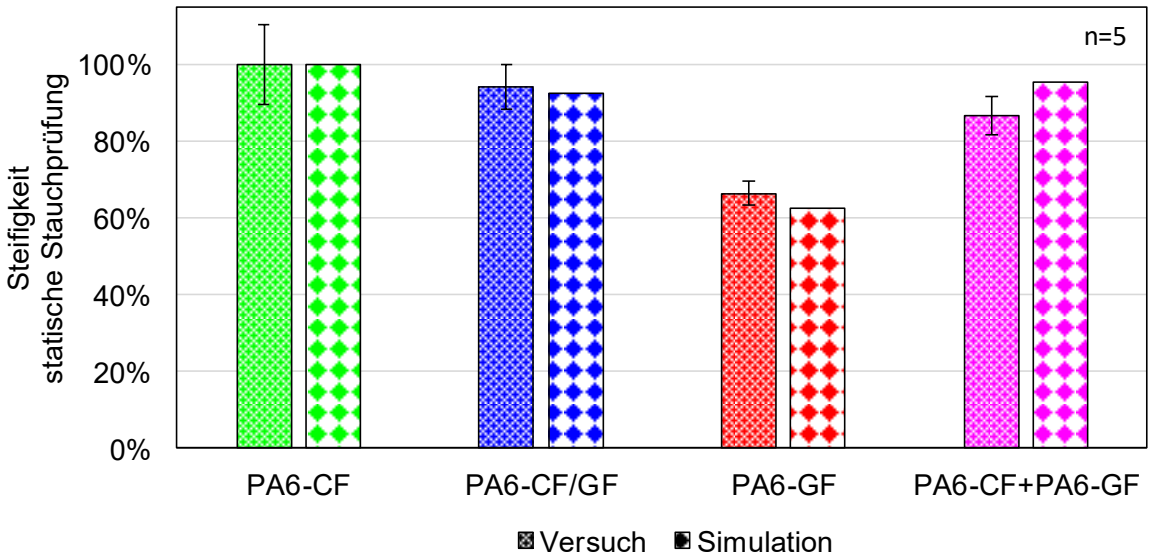


Abbildung 7.15: Abgleich Versuch-Simulation hinsichtlich Steifigkeit für quasistatische Stauchprüfung

Die Simulation bildet die relative Steifigkeit für Windläufe mit allen Profilen aus einer Materialität innerhalb der Standardabweichungen korrekt ab. Die relative Steifigkeit der optimierten Variante PA6-CF+PA6-GF mit zwei verschiedenen Profilmaterialitäten (vgl. Kapitel 6.2.2) liegt außerhalb der Standardabweichung des im Versuch ermittelten Kennwerts. Der Kontakt zwischen FKV-Profil und Spritzgussmaterial beeinflusst den Kennwert. Dieser wird jedoch auf Basis der anderen Materialien gut abgebildet. Die relative Standardabweichung der Steifigkeit für PA6-CF+PA6-GF von 6% spricht zudem für einen gut reproduzierbaren Herstellprozess der Bauteile, weshalb die beiden Ursachen ausgeschlossen werden können. Der Grund für die Abweichung konnte nicht abschließend geklärt werden.

Abbildung 7.16 zeigt die relative Maximalkraft der geprüften Varianten. Dabei liegt der Kennwert für PA6-CF/GF innerhalb der Standardabweichung der Versuche. Für PA6-GF sind die Versuchskennwerte unterhalb der Simulationskennwerte. Die deutlich geringere Steifigkeit von PA6-GF resultiert in einem größeren Weg bis zum Erstversagen, was höhere Dehnungen im Spritzgussmaterial verursacht und zum früheren lokalen Versagen führt. Die stützende Wirkung ist somit nicht mehr gegeben und es kommt zum frühzeitigen Versagen der Profile. Das ist eine mögliche Ursache, welche in der Simulation lokal nicht entsprechend abgebildet wird und folglich die Maximalkraft überschätzt wird. Die Versuchskennwerte von PA6-CF+GF liegen +4 % höher als die Simulationskennwerte, was innerhalb der Standardabweichung der quasistatischen Stauchprüfungen der anderen Materialien liegt jedoch noch innerhalb der von PA6-CF+PA6-GF. Aus diesem Grund könnte es sich um einen rein statistischen Effekt auf Basis einer zu geringen Probenanzahl handeln.

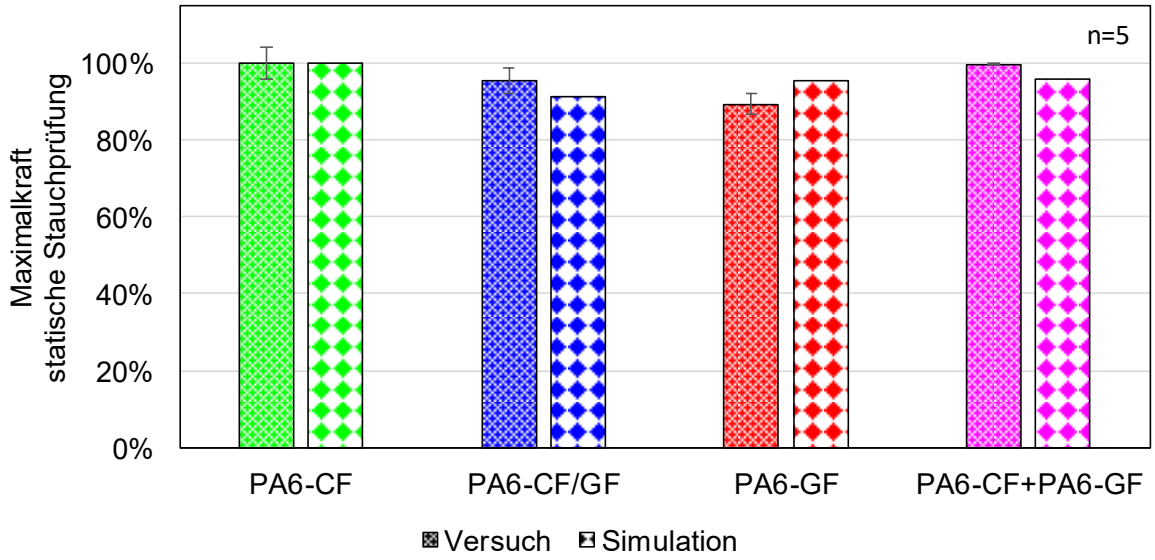


Abbildung 7.16: Abgleich Versuch-Simulation hinsichtlich Maximalkraft für quasistatische Stauchprüfung

Die Maximalkraft steht in starkem Zusammenhang mit dem auftretenden Versagensbild im Bauteil. In Abbildung 7.17 ist das Versagensbild der Prüfungen (a) dem in der Simulation (b) gegenübergestellt.

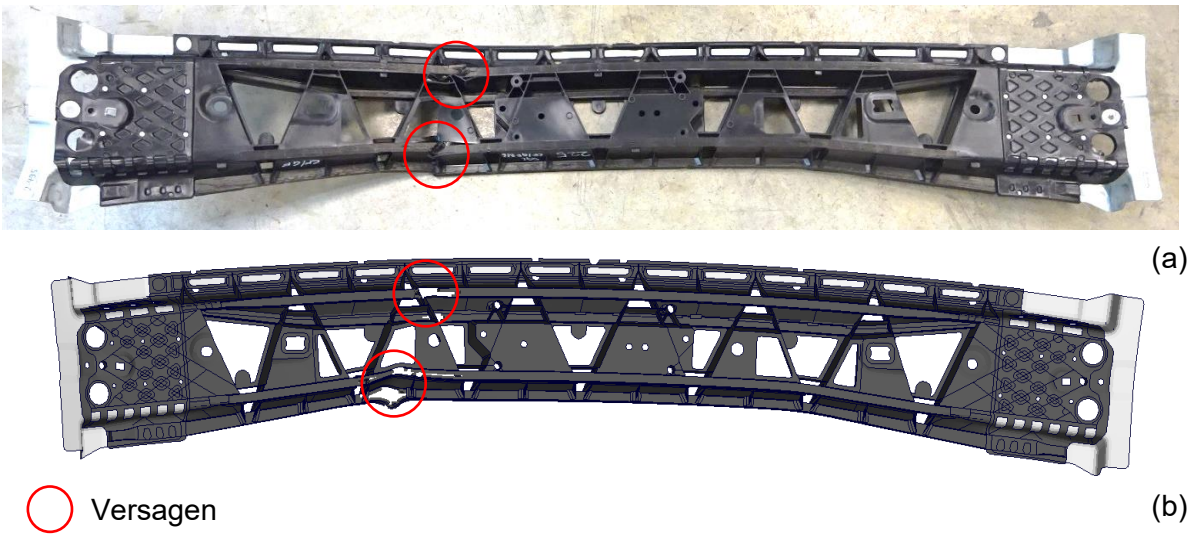


Abbildung 7.17: Abgleich (a) Versuch mit (b) Simulation des Versagensbilds der quasistatischen Stauchprüfung

Es zeigt sich, dass der Versagensort in der Simulation gut bestimmt werden kann. Es ist kein Unterschied in den Orten des Erstversagens der geprüften Bauteilvarianten festzustellen.

PA6-GF weist auf Bauteilebene eine um -33 % reduzierten Steifigkeit gegenüber PA6-CF auf. Auf Profilebene ist die Differenz deutlich höher, was drauf zurückzuführen ist, dass die

Steifigkeit des Windlaufes nicht ausschließlich durch die Profile bestimmt ist. Es spielt sowohl das Material als auch die geometrische Anordnung der Spritgussmasse eine Rolle. Die Biegesteifigkeit der PA6-CF/GF-Hybridprofile kann ebenfalls auf die Steifigkeit des Bauteils übertragen werden. Die guten Festigkeitskennwerte der PA6-GF-Profile in Druck und Biegung können nicht auf das Bauteil übertragen werden. Im PA6-GF Windlauf werden 90 % der Maximalkraft des PA6-CF Windlaufes erreicht. Aufgrund der deutlich reduzierten Steifigkeit des Bauteils wird die Maximalkraft bei einem höheren Weg und damit Durchbiegung des Bauteils erreicht. Dies geht mit höheren Dehnungen im Spritzgussmaterial im PA6-GF Bauteil einher, welches die Stabilität der FKV-Profile sicherstellt. Folglich versagt die Stützstruktur lokal früher und resultiert in einer signifikant geringeren Maximalkraft des PA6-GF Bauteils ggü. PA6-CF.

Für den Einsatz im Fahrzeug sind die dynamischen Eigenschaften des Windlaufes, wie die Kraft-Weg-Kurve bzw. die Energieabsorption und die Strukturintegrität, entscheidend. Das Versagensverhalten kann beispielhaft an dynamischen Biegeversuchen als Versagen auf der Zugseite, der Druckseite, in-plane oder als Mischversagen auftreten (s. Abbildung 7.18). Dabei zeichnet sich Zugversagen durch die höchste Maximalkraft mit fatalem Versagen und entsprechend geringer Energieaufnahme aus. Bei Druckversagen kann ein nicht linearer Verlauf der Kraft-Weg-Kurve beobachtet werden. Dabei ist die Maximalkraft reduziert und die Energieaufnahme erhöht. In-plane Schubversagen zeichnet sich durch ein geringes Kraftmaximum aus, welches jedoch stabil über einen langen Weg gehalten wird. Als Mischversagen wird eine Überlagerung der drei erläuterten Versagensbilder bezeichnet. Die entsprechenden Bruchbilder wurden bei den dynamischen Stauchprüfungen ebenfalls beobachtet. Bei Mischversagen tritt nach dem initialen Versagen der hochbelasteten Profile auf Grund der hohen kinetischen Restenergie ein zusätzliches Zugversagen auf, was zu einem fatalen Versagen der Profile führt. Das Versagen der Einzelprofile zeigt sich dabei im Diagramm als abrupter Abfall der Kraft. Abschließend ist festzuhalten, dass ein Druckversagen mit langem Erhalt der Stauchkraft für die dynamische Eigenschaften des Bauteils am besten ist. In diesem Fall erfolgt eine hohe Energieaufnahme ohne abruptes, fatales Versagen des Bauteils. Kommt es jedoch zu einem plötzlichen Zugversagen des Materials sind die Anforderungen hinsichtlich Energieaufnahme und Strukturintegrität für dynamische Belastung nicht gegeben.

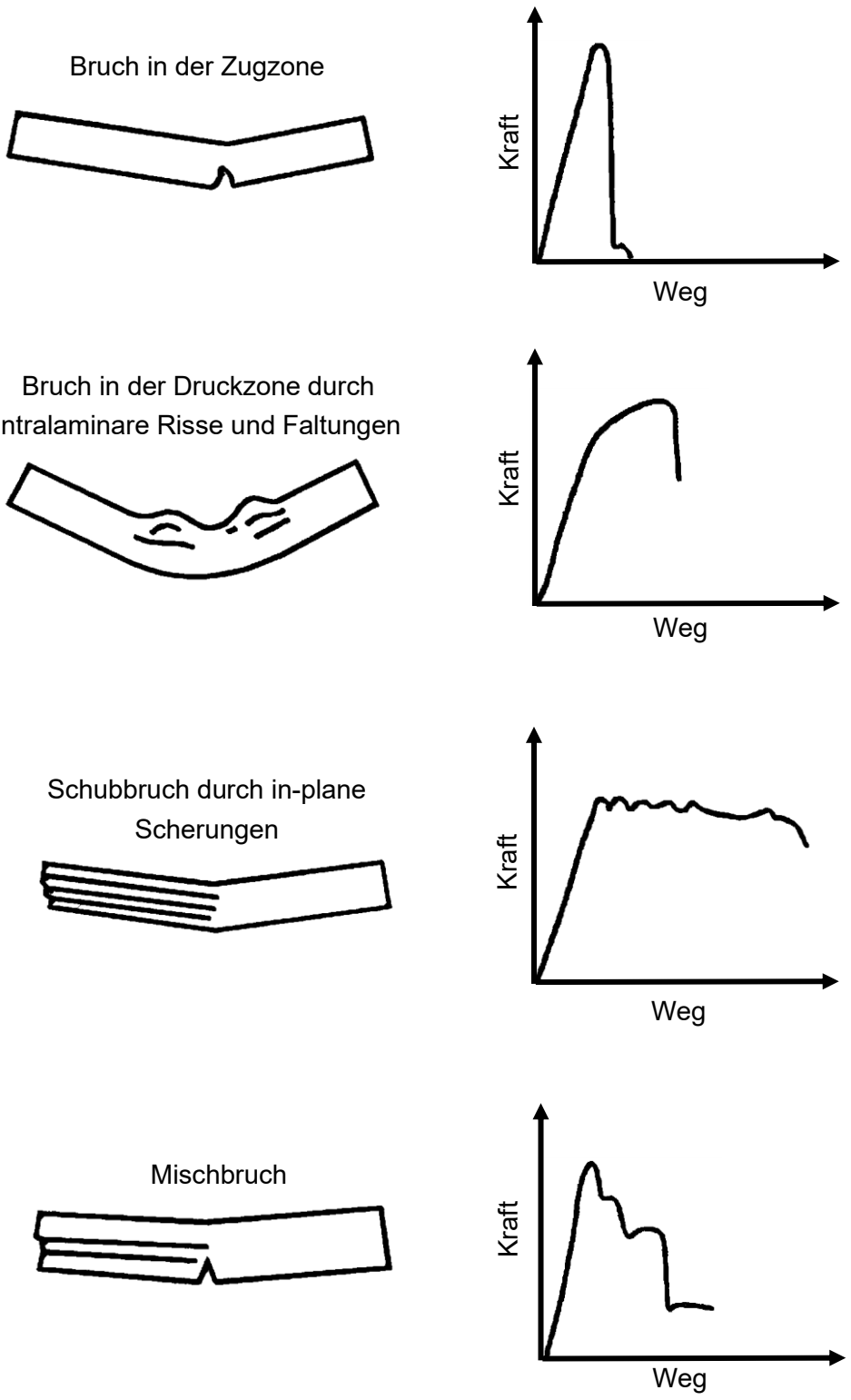


Abbildung 7.18: Dynamisches Versagensverhalten bei Biegung mit exemplarischen Kraft-Weg-Kurven (in Anlehnung an [51])

8 Zusammenfassung und Ausblick

Zur Reduktion der Fahrzeugmasse ist ein immer stärker ausgeprägtes Multi-Material-Design zu beobachten. Hierbei wächst der Anteil der FKV stetig an. Thermoplastische FKV bieten gegenüber duroplastischen FKV Vorteile hinsichtlich Kosten. Zudem sind in Kombination mit Spritzguss eine hohe geometrische Komplexität sowie Funktionsintegration zu erzielen. Am Beispiel des Windlaufs in Skelettbauweise wurde im Forschungsprojekt MAI-Skelett das Potential des Einsatzes von thermoplastischen FKV in strukturellen Bauteilen nachgewiesen. Die Skelettbauweise vereint lasttragende, unidirektional endlosfaserverstärkte, thermoplastische Profile mit Spritzguss.

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit den wirtschaftlichen Potentialen, welche ein Einsatz unterschiedlicher Faser- sowie Matrixmaterialien in der Skelettbauweise bietet. Die Analyse erfolgte in zwei Schritten. Als Erstes wurden die Eigenschaften der unterschiedlichen Materialien ermittelt. Die Charakterisierung der Materialien erfolgte dabei auf Basis quadratischer Profile in getrocknetem und konditioniertem Zustand. Als Zweites wurden ein systematisches Vorgehen zur Materialauswahl für unterschiedliche Ausprägungen der Skelettbauweise erarbeitet und am Windlauf validiert. Dies ermöglicht den Abgleich der Eigenschaften der Profile mit dem Verhalten im realen Bauteil.

Als Materialien wurden aufgrund fertigungstechnischer Randbedingungen und einer theoretischen Abschätzung des Potentials die Profilmaterialien PA6-CF, PA6-GF, PP-CF sowie zwei Hybridmaterialprofile PA6-CF/GF und PA6-GF/CF untersucht. Die Profile wurden durch Schliffbilder hinsichtlich der Porosität und mit Hilfe von TGA hinsichtlich des FVG charakterisiert. Dabei konnte PA6-GF/CF den Qualitätsanforderungen nicht entsprechen und wurde deshalb nicht weiter betrachtet. Im nächsten Schritt wurden die mechanischen Eigenschaften mittels Druck-, Druck-Schub- und Biegeprüfung ermittelt. Zur Betrachtung der Degradation der matrixdominierten Eigenschaften unter Wärme- und Feuchteeinfluss wurden die Untersuchungen teils im Temperaturbereich von -35 °C bis +85 °C sowie in getrocknetem und konditioniertem Zustand durchgeführt. Beide Zustände wurden durch Lagerung bei unterschiedlichen Temperaturen und Luftfeuchten bis zur Gewichtskonstanz erreicht. Es zeigte sich eine starke Reduktion der Druck-, Schub- und Biegefestigkeit im konditionierten Zustand. Es wurde kein Einfluss der Konditionierung auf die Drucksteifigkeit beobachtet, wohingegen die Biegesteifigkeit für konditionierte Profile leicht abnahm. PP-CF-Profile weisen signifikant schlechteren Festigkeiten gegenüber den PA6 basierten Profilen auf und wurden deshalb von den weiteren Betrachtungen ausgeschlossen. Gegenüber PA6-CF weist PA6-GF hinsichtlich der Festigkeitskennwerte und PA6-CF/GF bzgl. der Biegekennwerte signifikante Einsatzpotentiale auf.

Auf Basis der Eigenschaften der betrachteten Materialien wurde ein systematisches Vorgehen zur Materialauswahl erarbeitet, welches die Eignung von Karosseriebauteilen für

die Skelettbauweise evaluiert. Zuerst wurde eine bestehende Bewertungsmethodik erweitert, um eine gesamtheitliche Aussage bzgl. des Belastungszustandes, des Anforderungsprofils hinsichtlich der Energieaufnahme, der Festigkeitsrelevanz und der Steifigkeitsrelevanz treffen zu können. Die erweiterte Bewertungsmethodik ermöglicht eine effiziente und objektive Beurteilung der Eignung von Karosseriebauteilen für die Skelettbauweise. Zur Durchführung der Materialauswahl wurden Ergebnisse von expliziten Crashsimulationen verwendet, um einen überlagerten Spannungszustand abzuleiten und hinsichtlich seiner Anisotropie zu eruieren. Die Energieaufnahme wurde durch die Klassifizierung verformter Bereiche im Bauteil bewertet. Die Beurteilung der Festigkeitsrelevanz erfolgte auf Basis der derzeitig verwendeten Materialfestigkeiten und Wandstärken. Zur Bewertung der Steifigkeitsrelevanz wurden die Bauteilsensitivitäten auf die modalen Eigenfrequenzen der Gesamtkarosserie verwendet.

Als nächster Schritt wurde ein Workflow zur Auswahl des geeigneten FKV-Profilmaterials in der Skelettbauweise erstellt. Das wirtschaftliche Potential der Substitution des Profilmaterials PA6-CF durch PA6-GF und PA6-CF/GF wurde bewertet. Hierfür wurden Ashby-Indizes und LBK zu einem Kennwert zusammengefasst, der das wirtschaftliche Potential in Bezug zu den mechanischen Eigenschaften der betrachteten Materialien setzt. Dabei gibt es ein Kostenpotential für PA6-GF hinsichtlich festigkeitsgetriebener Anwendungen sowie für PA6-CF/GF bei Beanspruchung auf Biegebelastung ggü. PA6-CF. Da in Bauteilen in der Regel zusätzlich Druckbelastung auftreten, wurde PA6-CF/GF von der weiteren Betrachtung ausgeschlossen.

Auf Basis unterschiedlicher Komplexitätsgrade der Skelettbauweise wurden zwei unterschiedliche Vorgehen zur Auswahl des bestgeeigneten Profilmaterials aufgezeigt. Bei einfachen Skelettbauteilen mit geringer Anzahl an unabhängigen Profilen und keinen Kreuzungspunkten kann eine Auswahl durch eine vollfaktorielle Betrachtung der Simulationsergebnisse erfolgen. Durch die Simulation eines Gesamtfahrzeugersatzlastfalls konnte das wirtschaftliche Potential des parallelen Einsatzes von PA6-CF und PA6-GF in einem Windlauf bei gleichbleibenden mechanischen Eigenschaften gezeigt werden. Da die Anzahl unabhängiger Profile exponentiell in die Anzahl der Lösungen im Lösungsraum eingeht, kann dieser vollfaktorielle Ansatz nicht bei komplexen Bauteilen verwendet werden. Hierfür wurde ein Optimierungsworkflow aufgebaut, in welchem ein GA für die Materialauswahl mit einer Querschnittsoptimierung der Profile gekoppelt wurde. Für eine Profilmaterialkonfiguration, welche vom GA vorgegeben ist, wird die Querschnittsoptimierung unter Berücksichtigung von Verschiebungs-, Festigkeits- und Stabilitätsrandbedingungen durchgeführt. Am Beispiel einer Schubstrebe wurde gezeigt, dass durch die Auswahl unterschiedlicher Materialien bei gleichbleibenden mechanischen Eigenschaften des Bauteils dessen Materialkosten um -14 % gesenkt werden können.

Im letzten Schritt wurden am Beispiel des Windlaufs die Ergebnisse der numerischen Simulation mit realen Bauteilprüfungen validiert. Die Bauteile mit unterschiedlichen Profilmaterialkonfigurationen wurden in einer teilautomatisierten Fertigungszelle

hergestellt. Daraufhin wurde sowohl ein quasistatischer als auch ein dynamischer Ersatzversuch durchgeführt. Die Ergebnisse des Versuchs stimmen gut mit den quasistatischen Simulationen überein. Im Allgemeinen nimmt die Bauteilsteifigkeit mit zunehmenden Glasfaseranteil im Profil ab. Die optimierte Profilmaterialienkonfiguration ist hinsichtlich Steifigkeit sowie Festigkeit vergleichbar mit der Auslegungsreferenz mit PA6-CF-Profilen. Damit ist eine Materialkostenreduktion von -23 % aus mechanischer Sicht umsetzbar.

In zukünftigen Arbeiten sollte dieser Optimierungsworkflows hinsichtlich einer fertigungsgerechten Gestaltung der Profile und ihrer Kreuzungspunkte sowie Berücksichtigung der Wärmeausdehnungskoeffizienten erweitert werden. Zudem sollten, sobald die entsprechenden Fertigungsprozesse vorhanden sind, die Optimierungsergebnisse von komplexeren Skelettbauteilen, wie bspw. der Schubstrebe, ebenfalls mittels Realversuchen validiert werden. Die Untersuchung des dynamischen Verhaltens der Materialien auf Profilebene ist zudem in Zukunft notwendig, um crashrelevante Bauteile hinsichtlich der Materialien optimalen auslegen zu können. Zusätzliches Potential bietet die Nutzung additiver Fertigungstechnologien für den Spritzgussanteil und eine stetige Reduktion der Materialkosten aller verwendeten Materialien, wie sie exemplarisch für die Carbonfaser an einer Pilotlinie gezeigt werden soll.

Die vorgelegte Arbeit liefert folglich einen Beitrag zur wirtschaftlichen Auslegung von Skelettbauteilen im Automobilbau. Es konnte sowohl simulativ als auch experimentell gezeigt werden, dass ein paralleler Einsatz der untersuchten Profilmaterialien einen wirtschaftlichen Vorteil bringt.

Literaturverzeichnis

[1] Knops M. Analysis of failure in fiber polymer laminates: The theory of Alfred Puck. 2nd ed. Berlin: Springer; 2008.
[2] Schürmann H. Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg; 2005.
[3] Tsai SW, Wu EM. A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. Journal of Composite Materials 1971;5(1):58–80.
[4] Hill R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. Proc. R. Soc. Lond. A 1948;193(1033):281–97.
[5] Cuntze RG. Efficient 3D and 2D failure conditions for UD laminae and their application within the verification of the laminate design. Composites Science and Technology 2006;66(7-8):1081–96.
[6] Puck A, Kopp J, Knops M. Guidelines for the determination of the parameters in Puck's action plane strength criterion. Composites Science and Technology 2002;62(3):371–8.
[7] Puck A. Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis. München: Hanser; 1996.
[8] Mohr CO. Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials ? VDI;1900:1524.
[9] Kroll L, Hufenbach W. Physically based failure criterion for dimensioning of thick-walled laminates. Appl Compos Mater 1997;4(5):321–32.
[10] Hummelberger D. Hybride Werkstoffsysteme: Systematische Betrachtung und Bewertung der physikalischen Wirkmechanismen. [Place of publication not identified]: KIT Scientific Publishing; 2019.
[11] Kroll L. Technologiefusion für multifunktionale Leichtbaustrukturen: Ressourceneffizienz durch die Schlüsseltechnologie "Leichtbau"; 2019.
[12] Friedrich K. Carbon fiber reinforced thermoplastic composites for future automotive applications. 2016, p. 20001.
[13] Johannaber F, Michaeli W. Handbuch Spritzgießen. 2nd ed. München: Hanser; 2014.
[14] Bonefeld D. Kombination von Thermoplast-Spritzguss und Thermoformen kontinuierlich faserverstärkter Thermoplaste für Crashelemente (SpriForm) Gemeinsamer Schlussbericht zum BMBF-Verbundprojekt ; Laufzeit des Vorhabens: 01.11.2007 - 31.03.2011: Technische Informationsbibliothek u. Universitätsbibliothek; 2012.
[15] Schürmann H, Koch T. Spritzgussbauteile lokal verstärken. Kunststoffe 2006(96):55–8.
[16] BMW AG. Abschlussbericht MAI Skelett für alle Projektpartner.
[17] Hogger T., Winkler P., Wehrkamp-Richter T. MAI Skelett/Multiskelett a novel design philosophy based on truss elements. Conference proceedings ECCM17 2017.
[18] Ashby MF, Bréchet YJM, Cebon D, Salvo L. Selection strategies for materials and processes. Materials & Design 2004;25(1):51–67.

[19] Jahan A, Ismail MY, Sapuan SM, Mustapha F. Material screening and choosing methods – A review. Materials & Design 2010;31(2):696–705.
[20] Ashby MF. Materials selection in mechanical design. 4th ed. Amsterdam: Elsevier/Butterworth-Heinemann; 2011.
[21] Giaccobi S, Kromm FX, Wargnier H, Danis M. Filtration in materials selection and multi-materials design. Materials & Design 2010;31(4):1842–7.
[22] Gänsicke T, Sandiano JF. Systematische Bewertung von Leichtbaupotenzialen in der Fahrzeugentwicklung. Lightweight Des 2015;8(2):42–7.
[23] Sahr C, Berger L, Lesemann M, Urban P, Goede M. Systematische Werkstoffauswahl für die Karosserie des Superlight-Car. ATZ Automobiltech Z 2010;112(5):340–7.
[24] Cudok A, Hasenpusch J, Inkermann D, Veotr T. Vorstellung einer Methodik zur identifikation von Bauteilen mit Potential zur Gestaltung und Hybridbauweise. Design for X. Beiträge zum 26. DfX Symposium 2015:255–66.
[25] Klein D, Witzgall C, Wartzack S. Bewertung und Optimierung der Faserverbundeignung von Leichtbaustrukturen in den frühen Phasen der Produktentwicklung. NAFEMS Online Magazin 2014(4):55–66.
[26] Durst K. Beitrag zur systematischen Bewertung der Eignung anisotroper Faserverbundwerkstoffe im Fahrzeugbau. 1st ed. Göttingen: Cuvillier Verlag; 2008.
[27] Dlugosch M. Zur Methodenentwicklung im Entwurf automobiler Strukturkonzepte in FVK-Metall-Hybridbauweise unter Crashbelastung: Albert-Ludwigs-Universität Freiburg; 2018.
[28] Cova M, Livieri P, Tovo R. Fast assessment of the critical principal stress direction for multiple separated multiaxial loadings. Frattura ed Integrità Strutturale 2015;9(33):390–6.
[29] Dassault Systemes. Abaqus Analysis Users`s Guide: Finite Element Simulation. Providence; 2017.
[30] Hambali A, Sapuan SM, Ismail N., Nukman Y. Application of analytical hierarchy process in the design concept selection of automotive composite bumper beam during the conceptual design stage. Scientific Research and Essay 2009(Vol. 4 (4)):198–211.
[31] Eschenauer HA. The “Three Columns” for Treating Problems in Optimum Structural Design. In: Brebbia CA, Orszag SA, Argyris J, Bathe K-J, Cakmak AS, Connor J et al., editors. Optimization: Methods and Applications, Possibilities and Limitations. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg; 1989, p. 1–21.
[32] Eschenauer HA. Structural behaviour and optimal layout of light constructions. Arch Appl Mech 2006;75(8-9):441–57.
[33] Bendsøe MP, Sigmund O. Topology Optimization: Theory, Methods, and Applications. Berlin, Heidelberg: Springer; 2004.
[34] Venter G. Review of Optimization Techniques. In: Blockley R, Shyy W, editors. Encyclopedia of Aerospace Engineering. Chichester, UK: John Wiley & Sons, Ltd; 2010, p. 215.

[35] Schumacher A. Optimierung mechanischer Strukturen: Grundlagen und industrielle Anwendungen. 2nd ed. Berlin, Heidelberg: Springer; 2013.
[36] Stegmann J, Lund E. Discrete material optimization of general composite shell structures. Int. J. Numer. Meth. Engng. 2005;62(14):2009–27.
[37] Holland JH. Adaptation in natural and artificial systems: An introductory analysis with applications to biology, control, and artificial intelligence. 6th ed. Cambridge: MIT Press; 2001.
[38] Kennedy J, Eberhart R. Particle swarm optimization. In: Proceedings of ICNN'95 - International Conference on Neural Networks: IEEE; 1995, p. 1942–1948.
[39] Dorigo M, Maniezzo V, Colorni A. Ant system: optimization by a colony of cooperating agents. IEEE Trans Syst Man Cybern B Cybern 1996;26(1):29–41.
[40] Altair Engineering. Altair Hyperstudy 2019.1 User Guide; 2020.
[41] Bunsell AR, Harris B. Hybrid carbon and glass fibre composites. Composites 1974;5(4):157–64.
[42] Dong C, Davies IJ. Flexural properties of glass and carbon fiber reinforced epoxy hybrid composites. Proceedings of the IMechE 2013;227(4):308–17.
[43] Sayer M, Bektaş NB, Çallioğlu H. Impact behavior of hybrid composite plates. J. Appl. Polym. Sci. 2010;118(1):580–7.
[44] Wu W, Wang Q, Li W. Comparison of Tensile and Compressive Properties of Carbon/Glass Interlayer and Intralayer Hybrid Composites. Materials (Basel) 2018;11(7).
[45] Swolfs Y, Gorbatikh L, Verpoest I. Fibre hybridisation in polymer composites: A review. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 2014;67:181–200.
[46] Grätzl T, Hille M, Schramm N, Kroll L. Modelling the deformation of continuous fibre-reinforced thermoplastics subjected to hygrothermal loading. Journal of Reinforced Plastics and Composites 2018;37(20):1227–45.
[47] Grätzl T. Einfluss der automobilen Lackierprozesse auf thermoplastische Strukturbauteile mit Endlosfaserverstärkung. München: Verlag Dr. Hut; 2019.
[48] Bonnet M. Kunststofftechnik: Grundlagen, Verarbeitung, Werkstoffauswahl und Fallbeispiele. 2nd ed. Wiesbaden: Springer Vieweg; 2014.
[49] Schramm N, Kroll L. Temperature-dependent failure analysis of fibre-reinforced thermoplastics for automotive applications. ITHEC 2018 Conference Proceedings 2018.
[50] Grebowicz J, Lau S-F, Wunderlich B. The thermal properties of polypropylene. J. polym. sci., C Polym. symp. 1984;71(1):19–37.
[51] Flemming M, Ziegmann G, Roth S. Faserverbundbauweisen: Halbzeuge und Bauweisen. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg; 1996.
[52] Witten E (ed.). Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen. 4th ed. Wiesbaden: Springer Vieweg; 2014.
[53] Holzinger M, Loy C, Gruber M, Kugler K, Bühler V. 3D winding of tailor-made thermoplastic rods for locally reinforced injection molded components. In: Proceedings ITHEC2020.

[54] SGL Carbon SE. SGL Carbon und Koller Kunststofftechnik fertigen Windlauf aus Verbundwerkstoff für die BMW Group. Wiesbaden; 2020.
[55] Cherif C. Textile Werkstoffe für den Leichtbau: Techniken - Verfahren - Materialien - Eigenschaften. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg; 2011.
[56] Rieber G, Mitschang P. 2D Permeability changes due to stitching seams. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 2010;41(1):2–7.
[57] SGL Carbon SE. Die Möglichmacher Unserer Carbon-Endlosfasrn SIGRAFIL; 2018.
[58] Jesson DA, Watts JF. The Interface and Interphase in Polymer Matrix Composites: Effect on Mechanical Properties and Methods for Identification. Polymer Reviews 2012;52(3):321–54.
[59] Mildner C. Numerische und experimentelle Untersuchungen des Crashverhaltens von FVK-verstärkten Metallstrukturbauteilen. Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 2013. 1st ed. München: Dr. Hut; 2014.
[60] Wulfhorst B, Kaldenhof R, Hörsting K. Faserstofftabelle nach P.-A. Koch: Glasfasern. Technische Textilien 1993(36):T68-T86.
[61] Feih S, Manatpon K, Mathys Z, Gibson AG, Mouritz AP. Strength degradation of glass fibers at high temperatures. J Mater Sci 2009;44(2):392–400.
[62] Maier A, Staudt B, Kroll L. Characterization of carbon/glass hybrid unidirectional thermoplastic composite. Materials Today: Proceedings 2020.
[63] Spura C. Technische Mechanik 2. Elastostatik: Nach fest kommt ab. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden; 2019.
[64] Wiedemann J. Leichtbau: Elemente und Konstruktion. 3rd ed. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg; 2007.
[65] Mehdikhani M, Gorbatikh L, Verpoest I, Lomov SV. Voids in fiber-reinforced polymer composites: A review on their formation, characteristics, and effects on mechanical performance. Journal of Composite Materials 2019;53(12):1579–669.
[66] Santulli C, Gil RG, Long AC, Clifford MJ. Void Content Measurements in Commingled E-Glass/ Polypropylene Composites Using Image Analysis from Optical Micrographs. Science and Engineering of Composite Materials 2002;10(2):77–90.
[67] Dean SW, McDonough WG, Dunkers JP, Flynn KM, Hunston DL. A Test Method to Determine the Fiber and Void Contents of Carbon/Glass Hybrid Composites. J. ASTM Int. 2004;1(3):12076.
[68] Naito K, Oguma H. Tensile properties of novel carbon/glass hybrid thermoplastic composite rods. Composite Structures 2017;161:23–31.
[69] Jia N, Kagan VA. Mechanical Performance of Polyamides with Influence of Moisture and Temperature – Accurate Evaluation and Better Understanding. In: Plastics Failure Analysis and Prevention: Elsevier; 2001, p. 95–104.
[70] Maier A. Temperature dependent mechanical properties of carbon/glass unidirectional thermoplastic composite. In: Kroll L, Heinrich M, Roth-Panke I, Sommer E, Schreiterer D, editors. 4th International MERGE Technologies Conference: IMTC 2019 Lightweight Structures conference proceedings 18th-19th September 2019 Chemnitz University of Technology. 2019th ed. [Auerbach/Vogtl.]: Wissenschaftliche Scripten; 2019, p. 33–34.

[71] Park JY, Zureick A-H. Effect of filler and void content on mechanical properties of pultruded composite materials under shear loading. Polym. Compos. 2005;26(2):181–92.
[72] Di Landro L, Montalto A, Bettini P, Guerra S, Montagnoli F, Rigamonti M. Detection of Voids in Carbon/Epoxy Laminates and Their Influence on Mechanical Properties. Polymers and Polymer Composites 2017;25(5):371–80.
[73] Schneider K, Lauke B, Beckert W. Compression Shear Test (CST) – A Convenient Apparatus for the Estimation of Apparent Shear Strength of Composite Materials. Applied Composite Materials 2001;8(1):43–62.
[74] Maier A, Schramm N, Kroll L. Temperature-dependent interlaminar shear strength of unidirectional continuous fiber-reinforced thermoplastic profiles. Composite Structures 2021;255:112959.
[75] Joncas S, van Rijswijk K, Charron J-F, Bersee HEN, Beukers A. Interfacial Shear Strength Properties of Vacuum-infused Anionic Polyamide-6 Glass-fiber Composites. In: 47th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, p. 27.
[76] Jaroschek C. Das Ende des Biegemoduls. Kunststofftechnik;05/2012.
[77] Marom G, Fischer S, Tuler FR, Wagner HD. Hybrid effects in composites: conditions for positive or negative effects versus rule-of-mixtures behaviour. J Mater Sci 1978;13(7):1419–26.
[78] Summerscales J, Short D. Carbon fibre and glass fibre hybrid reinforced plastics. Composites 1978;9(3):157–66.
[79] Phillips MG. On composition parameters for hybrid composite materials. Composites 1982;13(1):18–20.
[80] Daniel IM, Hsiao HM. Is there a thickness effect on compressive strength of unnotched composite laminates? International Journal of Fracture 1999;95(1/4):143–58.
[81] Michaeli W, Preller F, Krafzick A. Berücksichtigung des Versagensmechanismus Kinking bei der Laminatauslegung. Kunststofftechnik 2010(6(4)):138–64.
[82] Bazhenov SL, Kuperman AM, Zelenskii ES, Berlin AA. Compression failure of unidirectional glass-fibre-reinforced plastics. Composites Science and Technology 1992;45(3):201–8.
[83] Matsuo T, Kageyama K. Compressive failure mechanism and strength of unidirectional thermoplastic composites based on modified kink band model. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 2017;93:117–25.
[84] Arhant M, Le Gac P-Y, Le Gall M, Burtin C, Briançon C, Davies P. Effect of sea water and humidity on the tensile and compressive properties of carbon-polyamide 6 laminates. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 2016;91:250–61.
[85] Fröhlich T, Kleemann S, Türck E, Vietor T. Multi-criteria analysis of multi-material lightweight components on a conceptual level of detail 2017.
[86] Kellner P. Zur systematischen Bewertung integrativer Leichtbau-Strukturkonzepte für biegebelastete Crashträger. 1st ed. Göttingen: Cuvillier Verlag; 2014.
[87] European new car assessment programm. Full width frontal impact testing protocol.

[88] National highway traffic safety administration. Laboratory test procedure for oblique offset moving deformable barrier impact test.
[89] Insurance Institute for Highway Safety. Side Impact Crashworthiness Evalutation.
[90] European new car assessment programm. Oblique pole side impact testing protocol.
[91] Insurance Institute for Highway Safety. Roof Strength Test Protocol.
[92] Dueren T. Rechnergestützte Methodik zur Potentialbewertung der Skelettbauweise in der Karosserie. Masterarbeit; 2020.
[93] Dinkler D. Einführung in die Strukturdynamik: Modelle und Anwendungen. 3rd ed; 2020.
[94] Berger L, Lesemann M, Sahr C. SuperLight-Car — Innovative Multi-Material-Bauweise. Lightweight Des 2009;2(6):43–9.
[95] Li Z, Mei J. A Lightweight Optimization Method of Vehicle Body Structure Design. In: Proceedings of the FISITA 2012 World Automotive Congress. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg; 2013, p. 1063–1074.
[96] Farag MM. Quantitative methods of materials substitution: Application to automotive components. Materials & Design 2008;29(2):374–80.
[97] Ashby MF. Criteria for selecting the components of composites. Acta Metallurgica et Materialia 1993;41(5):1313–35.
[98] Friedrich HE (ed.). Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. 2nd ed. Wiesbaden: Springer Vieweg; 2017.
[99] Siebertz K, van Bebber D, Hochkirchen T. Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE). Heidelberg: Springer; 2010.
[100] Zimmermann M, Königs S, Niemeyer C, Fender J, Zeherbauer C, Vitale R et al. On the design of large systems subject to uncertainty. Journal of Engineering Design 2017;28(4):233–54.
[101] National highway traffic safety administration. FMVSS No. 214, Dynamic Side Impact Protection: Rigid Pole Side Impact Test Requirements.
[102] Feindler N. Charakterisierungs- und Simulationsmethodik zum Versagensverhalten energieabsorbierender Faserverbundstrukturen. Zugl.: München, Techn. Univ. München, Diss., 2012. 1st ed. München: Dr. Hut; 2014.
[103] Ploeckl M, Kuhn P, Koerber H. Characterization of unidirectional carbon fiber reinforced polyamide-6 thermoplastic composite under longitudinal compression loading at high strain rate. EPJ Web of Conferences 2015;94:1041.
[104] Ramirez C, Reis V, Opelt C, Santiago R, Almeraya F, V. Donadon M et al. High Strain Rate Characterization of Thermoplastic Fiber-Reinforced Composites under Compressive Loading. In: Dekoulis G, editor. Aerospace Engineering: IntechOpen; 2019.
[105] Hsiao HM, Daniel IM, Cordes RD. Dynamic compressive behavior of thick composite materials. Experimental Mechanics 1998;38(3):172–80.

Anlagenverzeichnis

A Veröffentlichungen:

Maier A., Schramm N., Kroll L. Temperature dependent mechanical properties of carbon/glass unidirectional thermoplastic composite. In: Kroll L, Heinrich M, Roth-Panke I, Sommer E, Schreiterer D, editors. 4th International MERGE Technologies Conference: IMTC 2019 Lightweight Structures conference proceedings 18th-19th September 2019 Chemnitz University of Technology. 2019th ed. [Auerbach/Vogtl.]: Wissenschaftliche Scripten; 2019, p. 33–34.

Maier A., Staudt B., Kroll L. Characterization of carbon/glass hybrid unidirectional thermoplastic composite. Materials Today: Proceedings 2020.

Maier A, Schramm N., Kroll L. Temperature-dependent interlaminar shear strength of unidirectional continuous fiber-reinforced thermoplastic profiles. Composite Structures 2021;255:112959.

Maier A., Yueksekkale S., Schramm N., Kroll L. Methodology for material selection in skeleton design. ITHEC2020.

Studentische Abschlussarbeiten:

Kramar, M. 2018. Systematische Verbesserung des Großserieneinsatzes von faserverstärkten Kunststoffen in der Automobilindustrie durch Entwicklung von betrieblichen, technischen und methodischen Maßnahmen. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologien (KIT).

Yüksekkale, S. 2020. Entwicklung einer Methodik zur generativen Konzeptentwicklung und Optimierung von Fahrzeugkomponenten in Skelettbauweise. Masterarbeit, Hochschule Offenburg.

Düren, T. 2020. Rechnergestützte Methodik zur Potentialbewertung der Skelettbauweise in der Karosserie. Masterarbeit, Hochschule für angewandte Wissenschaften München.

B Statistische Auswertung

Um zwei Prüfungen hinsichtlich statistisch signifikanter Unterschiede zu untersuchen werden statistische Tests genutzt. Hierfür wird eine Normalverteilung der auszuwertenden Prüfungen angenommen. Die Auswertung wird mittels Microsoft Excel durchgeführt. Im ersten Schritt werden mit Hilfe eines Zwei-Stichproben F-Tests die Varianzen der beiden Grundgesamtheiten auf Basis der Nullhypothese, dass die Varianzen der zugrunde liegenden Verteilung nicht gleich sind, ermittelt.
Liegen gleiche Varianzen vor wird der Zwei-Stichproben t-Test gleicher Varianz verwendet, welcher als homoskedastischer t-Test bezeichnet wird. Liegen unterschiedliche Varianzen vor wird der Zwei-Stichproben t-Test unterschiedlicher Varianz verwendet. Das Ergebnis beider Tests ist der p-Wert auf dessen Basis eine Entscheidung getroffen wird.
Das Konfidenzniveau wird sowohl für den f- als auch den t-Test auf 95 % festgelegt. Dementsprechend liegt ein signifikanter Unterschied zweier Mittelwerte vor, wenn der Wahrscheinlichkeitswert $p<0,05$ ist.

C CST Vorrichtung

	Maß [mm]
d	10
d_i	4,7
d_a	4,7
l_0	10
R_d	87,7
z	84,7

D Wärmeausdehnungskoeffizienten

	Wärmeausdehnungskoeffizient [10^{-6}/K]
Kohlenstofffaser HAT (T300)	-0,455
E-Glasfaser	5,1
Polyamid	90-100
Polypropylen	120-150

Wissenschaftliche Schriftenreihe
Schlüsseltechnologie LEICHTBAU

(1) Zopp, Camilo (2022)
Thermoplastbasierte hybride Laminate für Hochleistungsanwendungen im Leichtbau
ISBN 978-3-96100-152-1
Volltext: https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:bsz:ch1-qucosa2-772894

(2) Holzinger, Michael (2022)
Neues additives Fertigungsverfahren für faserverstärkte Kunststoffbauteile in Skelettbauweise
ISBN 978-3-96100-153-8
Volltext: https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:bsz:ch1-qucosa2-772910

(3) Naumann, Mario (2022)
Direktprozesse zur Herstellung von funktionsintegrativen rotationsförmigen Faser-Kunststoff-Verbundbauteilen
ISBN 978-3-96100-156-9
Volltext: https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:bsz:ch1-qucosa2-781031

(4) Engelmann, Udo (2022)
In-situ-Prozesse für hybride Strukturbauteile in Leichtbauweise
ISBN 978-3-96100-158-3
Volltext: https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:bsz:ch1-qucosa2-782479

(5) Loypetch, Nalin (2022)
Herstellung, Untersuchung und Evaluierung von faserverstärkten gradierten Sandwichstrukturen im Spritzgießprozess
ISBN 978-3-96100-163-7
Volltext: https://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:bsz:ch1-qucosa2-788668

(6) Maier, Andreas (2022)
Endlosfaserverstärkte Verbundstrukturen für fortschrittliche Skelettbauweise im Automobilbau
ISBN 978-3-96100-173-6
Volltext: https://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:bsz:ch1-qucosa2-804868