

# **Beitrag zur Charakterisierung und Auslegung zugbelasteter Energieabsorberkonzepte mittels experimenteller, analytischer und numerischer Methoden**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der Technischen Universität Kaiserslautern  
zur Verleihung des akademischen Grades

**Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)**

genehmigte Dissertation

vorgelegt von  
Dipl.-Ing. (FH) Tim Bergmann  
aus Offenbach am Main

Tag der mündlichen Prüfung: 04. April 2016

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. T. Beck
Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. M. Maier
	Prof. Dr.-Ing. P. Middendorf
	Prof. Dr.-Ing. J. Hausmann



## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Zeitraum von 2012 bis 2015 während meiner Tätigkeit als Doktorand im Airbus Group Forschungszentrum (Airbus Group Innovations) Ottobrunn in Zusammenarbeit mit der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW) in Kaiserslautern.

Meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Maier (IVW, TU Kaiserslautern), möchte ich herzlichst für die hervorragende Betreuung meiner Arbeit danken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Middendorf (Institut für Flugzeugbau, Universität Stuttgart) bin ich für die wertvollen Diskussionen und Anregungen sowie die Übernahme des Zweitgutachtens sehr dankbar. Zudem danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann (IVW, TU Kaiserslautern) für die offene Bereitschaft zur Begutachtung meiner Arbeit. und Herrn Prof. Dr.-Ing. Tilmann Beck (Lehrstuhl für Werkstoffkunde, TU Kaiserslautern) für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinem firmeninternen Betreuer Herrn Dr.-Ing. Sebastian Heimbs für die vorbildliche, wissenschaftliche Betreuung und fachliche Unterstützung bei der Erstellung meiner Arbeit. Das hohe Engagement bei der Diskussion von technischen Fragestellungen und die Ausdauer und Sorgfalt bei der Prüfung und Durchsicht meiner Ergebnisse haben maßgeblich zum Gelingen der Arbeit beigetragen.

Weiterhin möchte ich meinen ehemaligen Kollegen der Airbus Group Forschung für die hilfsbereite und kollegiale Zusammenarbeit, die fachlichen Diskussionen sowie die schöne gemeinsame Zeit herzlich danken. Insbesondere sind dies Herr Dipl.-Ing. Brian Bautz, Herr Dipl.-Ing. Wolfgang Machunze, Herr M.Sc. Marco Hoffmann, Herr Dr.-Ing. Kristian Zimmermann, Herr M.Sc. Michael Jürgens, Herr Dipl.-Ing. (FH) Christoph Breu sowie Herr Dr.-Ing. Tamas Havar. In diesem Zusammenhang möchte ich mich auch bei Herrn Dipl.-Ing. (FH) Georg Tremmel, Herrn Dipl.-Ing. (FH) Arthur Hammer und Herrn M.Sc. Tim Wagner, die ich im Rahmen ihrer Abschlussarbeit in den letzten Jahren betreuen durfte, für die tatkräftige Unterstützung bei meiner Arbeit bedanken.

Den Kollegen am IVW möchte ich für die herzliche Aufnahme am Institut sowie die Hilfsbereitschaft und Unterstützung während meiner Aufenthalte in Kaiserslautern danken. Hierbei möchte ich insbesondere Herrn Dr.-Ing. Sebastian Schmeer, Herrn Dipl.-Ing. Benedikt Hannemann sowie Herrn M.Sc. Johannes Netz erwähnen.

Für die Hilfe bei den experimentellen Arbeiten bin ich den Herren Kurt Pfeffer (Airbus Group Innovations) und Stefan Gabriel (IVW) zu großem Dank verpflichtet. Herrn Axel Konopik (PHP Fibers GmbH), Herrn Dr. Teipel Jörn (Outokumpu Nirosta GmbH) und Herrn Thorsten Marg (BASF SE) danke ich für die freundliche Bereitstellung von Probenmaterial.

Da Teile der Arbeit im Rahmen eines öffentlich geförderten Projektes erstellt wurden, bin ich dem Zuwendungsgeber (Bundesministerium für Wirtschaft und Energie, BMWi) für die finanzielle Unterstützung sowie allen Projektpartnern für die wertvollen Diskussionen dankbar.

Mein größter Dank gebührt meiner Familie. Meinen Eltern und meinem Bruder, die mich auf meinem Lebensweg stets begleitet, unterstützt und mir mit Rat und Tat zur Seite gestanden haben. Meiner lieben Frau Theresa, die mir mit viel Verständnis und Geduld die nötigen Freiräume für die Verwirklichung dieser Arbeit geschaffen hat und fortwährend motivierende Worte fand.

Ottobrunn, im April 2016

Tim Bergmann

## Inhaltsverzeichnis

<b>Kurzfassung</b> .....	<b>VI</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>VIII</b>
<b>Abkürzungs- und Symbolverzeichnis</b> .....	<b>X</b>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
1.1 Einführung .....	1
1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung .....	3
<b>2 Grundlagen der Energieabsorption</b> .....	<b>5</b>
2.1 Klassifizierung und Typen von Energieabsorbern.....	6
2.2 Charakteristische Kennwerte für Energieabsorber .....	11
2.2.1 Steifigkeit.....	13
2.2.2 Triggerkraft .....	13
2.2.3 Maximale Deformationskraft .....	14
2.2.4 Mittlere Deformationskraft.....	14
2.2.5 Effektive Lastausnutzung und Lastschwankung .....	14
2.2.6 Effektive Geometrieausnutzung.....	15
2.2.7 Effektive Energieausnutzung .....	16
2.2.8 Gewichtsspezifische Energieabsorption .....	16
2.2.9 Volumenspezifische Energieabsorption.....	17
2.3 Einflussfaktoren für Energieabsorber.....	18
2.3.1 Einfluss der Lastrate .....	18
2.3.2 Umwelteinflüsse .....	19
2.4 Bewertung von Energieabsorbern .....	20
<b>3 Energieabsorption unter Zugbelastung auf Materialebene</b> .....	<b>23</b>
3.1 Werkstoffe unter Zugbelastung.....	24
3.2 Metallische Werkstoffe.....	26
3.2.1 Mechanische Kennwerte .....	28
3.2.2 Einfluss von Lastrate und Temperatur.....	30
3.3 Polymerwerkstoffe .....	33
3.3.1 Mechanische Kennwerte .....	34

3.3.2	Einfluss von Lastrate und Temperatur.....	35
3.4	Verbundwerkstoffe.....	36
3.4.1	Mechanische Kennwerte.....	38
3.4.2	Einfluss der Materialparameter.....	42
3.4.3	Einfluss von Lastrate und Temperatur.....	45
3.5	Bewertung der Ergebnisse.....	48
<b>4</b>	<b>Energieabsorption unter Zugbelastung auf Strukturebene.....</b>	<b>50</b>
4.1	Strukturen unter globaler Zugbelastung.....	50
4.1.1	Garnschlaufen-Konzept.....	50
4.1.2	Nahtaufreiß-Konzept.....	61
4.1.3	Pinauszug-Konzept.....	70
4.1.4	Reib-Konzept.....	74
4.1.5	Bistabiles Konzept.....	78
4.1.6	Zugbiege-Konzept.....	79
4.2	Strukturen unter globaler Zug- und lokaler Druckbelastung.....	80
4.2.1	Kernausräum-Konzept.....	80
4.2.2	Bolzendurchzug-Konzept.....	83
4.3	Bewertung der Ergebnisse.....	85
<b>5</b>	<b>Bolzendurchzug-Konzept.....</b>	<b>89</b>
5.1	Geometrische Zusammenhänge und Einflussfaktoren.....	89
5.2	Experimentelle Untersuchung.....	93
5.2.1	Material- und Lastrateneinfluss.....	93
5.2.2	Einfluss der geometrischen Parameter.....	113
5.2.3	Einfluss der Temperatur.....	117
5.2.4	Bewertung der Ergebnisse.....	119
5.3	Analytische Untersuchung.....	120
5.3.1	Modellbeschreibung.....	121
5.3.2	Parameterbestimmung und Modellvalidierung.....	126
5.3.3	Bewertung der Ergebnisse.....	130
5.4	Numerische Untersuchung.....	131
5.4.1	Modellbeschreibung.....	133
5.4.2	Materialcharakterisierung und Parameterbestimmung.....	134

---

5.4.3	Simulationsergebnisse .....	139
5.4.4	Bewertung der Ergebnisse .....	144
<b>6</b>	<b>Methodenanwendung auf Flugzeugrumpfstruktur .....</b>	<b>145</b>
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>146</b>
	<b>Anhang .....</b>	<b>148</b>
	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>163</b>
	<b>Liste betreuter Studien- und Abschlussarbeiten.....</b>	<b>181</b>
	<b>Eigene Veröffentlichungen und Patente.....</b>	<b>182</b>
	<b>Tabellarischer Lebenslauf .....</b>	<b>183</b>

## Kurzfassung

Bedingt durch den Zusammenstoß zweier Objekte im Crashlastfall existieren im Bereich des Güter- und Personentransports eine Vielzahl an Konzepten und Mechanismen für einen kontrollierten Abbau der kinetischen Impactenergie unter äußerer Druckbelastung. Im Gegensatz dazu ist der Wissensstand für eine Energieabsorption unter äußerer Zugbelastung vergleichsweise gering. Für den Anwendungsfall in einer modernen Flugzeugrumpfstruktur aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK), deren Crashkinematik eine Integration von zugbelasteten Energieabsorberelementen ermöglicht, liefert diese Arbeit sowohl eine Entscheidungsgrundlage für eine Vorauswahl durch einen methodischen Vergleich zugbelasteter Absorberkonzepte als auch Methoden für eine Vorauslegung entsprechender Absorberelemente.

Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Vielzahl möglicher, zugbelasteter Energieabsorberkonzepte erarbeitet und detailliert untersucht. Die Bewertung der Absorberkonzepte unter den Gesichtspunkten Leichtbaupotenzial (Gewicht, Integrationsmöglichkeiten), Robustheit und Funktionsweise erfolgt anhand charakteristischer Absorberkennwerte, wie gewichtsspezifische Energieabsorption, effektive Geometrie- und Lastausnutzung, Lastschwankung sowie Einfluss von Temperatur und Lastrate auf das Energieabsorptionsvermögen. Dabei lassen sich die Absorberkonzepte in die Kategorien Materialien und Strukturen unter globaler Zugbelastung unterteilen.

Auf Materialebene, welche die unterste Betrachtungsebene für eine Energieabsorption unter Zugbelastung darstellt, wird das Energieabsorptionsvermögen typischer Leichtbauwerkstoffe unter Zugbelastung bestimmt. Der zugrunde liegende Energieabsorptionsmechanismus der plastischen Deformation von Materialien bietet aufgrund der vergleichsweise einfachen konstruktiven Lösung ein hohes Leichtbaupotenzial. Hauptnachteil ist jedoch die fehlende Einstellbarkeit sowie die direkte Abhängigkeit der Absorbercharakteristik vom mechanischen Verhalten der betrachteten Werkstoffklasse, was sich, bedingt durch die Bruchdehnung, bei gegebenem Bauraum in der Beschränkung der maximalen Absorptionslänge widerspiegelt.

Die Strukturebene bildet eine weitere Betrachtungsebene für eine Energieabsorption unter Zugbelastung. Hier werden Absorberelemente unter globaler Zugbelastung sowie unter lokaler Druckbelastung, die über eine entsprechende Lastumleitung in eine globale Zugbelastung überführt werden kann, untersucht. Letztere bieten jedoch nur für den Fall einer Integration in vorhandene Strukturen ein ausreichend hohes



Leichtbaupotenzial, um mit Materialien oder rein zugbelasteten Absorberelementen zu konkurrieren. Im Vergleich zu einfachen Materialien unter Zugbelastung zeichnen sich Absorberelemente auf Strukturebene durch eine generelle Einstellbarkeit der Absorbercharakteristik sowie eine höhere Flexibilität in der Auslegung aus.

Den Schwerpunkt dieser Arbeit bildet die Untersuchung eines Energieabsorberkonzepts basierend auf dem progressiven Lochleibungsversagen von Faser-Kunststoff-Verbunden (FKV), das sich nicht nur durch eine hohe gewichtsspezifische Energieabsorption, sondern auch durch eine annähernd ideale Absorbercharakteristik sowie eine potenzielle Integration in eine Nietverbindung der betrachteten Flugzeugrumpfstruktur aus CFK auszeichnet. Vor dem Hintergrund der Vorauslegung dieses Absorberelements werden der Einfluss des Faser- und Matrixmaterials, der Faserorientierung und -architektur, der Lastrate (200 mm/min bis 3 m/s) und Temperatur (-20 °C bis 60 °C) sowie geometrischer Parameter wie Plattendicke und Bolzendurchmesser in einer experimentellen Studie analysiert. Für spröde FKV stellt sich ein kontrolliert ablaufendes progressives Versagen als Kombination aus Transversalschub und Laminatbiegung ein. Die Bildung eines Fragmentkeils vor dem Bolzen begünstigt zudem den Anteil der Reibung an der Gesamtenergieabsorption.

Auf Basis der experimentellen Daten wird ein analytischer Ansatz zur Vorhersage der sich einstellenden mittleren Deformationskraft entwickelt. Dieser vereinfachte, energetische Ansatz ermöglicht unter Verwendung materieller (Biegefestigkeit, Reibungseigenschaften, intra- und interlaminare Bruchenergie) sowie geometrischer (Fragmentkeil) Parameter den linearen Zusammenhang zwischen mittlerer Deformationskraft und Bolzendurchmesser bzw. den nichtlinearen Zusammenhang zwischen mittlerer Deformationskraft und Plattendicke abzubilden.

Die generelle Eignung numerischer Berechnungsmethoden für eine Vorhersage des progressiven Lochleibungsversagens wird für eine industrielle Anwendung mittels geeigneter Modellierungsansätze in der kommerziellen, expliziten Berechnungssoftware Abaqus/Explicit untersucht. Dies geschieht auf Basis von konventionellen intra- und interlaminaren Materialmodellen für gewebeverstärkte FKV. Mit den gezeigten Modellansätzen lässt sich das generelle Deformationsverhalten des FKV abbilden. Aufgrund der starken Vereinfachung der in der Schädigungszone vor dem Bolzen ablaufenden Mechanismen sowie der unrealistisch frühen interlaminaren Schädigung lassen sich die nichtlinearen Zusammenhänge zwischen mittlerer Deformationskraft und Plattendicke jedoch nur bedingt abbilden.

## Abstract

In the field of transportation, there is a variety of concepts and mechanisms for a controlled consumption of kinetic impact energy under compression due to the compressive loading condition in a crash event. In contrast, the knowledge of energy absorption under tensile loading is limited. The crash kinematics of a modern aircraft fuselage structure made of carbon fibre-reinforced polymers (CFRP) enables the integration of tensile energy absorber elements. Therefore, this work provides a basis for the preselection of tensile energy absorbers based on a methodical comparison as well as methods for the preliminary design of such elements.

This work covers a variety of tensile energy absorber concepts which are worked out and investigated in detail. The concept evaluation according to lightweight design principles (weight, potential of integration), robustness and functionality is based on characteristic absorber values such as weight-specific energy absorption, geometric efficiency, load efficiency, load band width as well as the influence of temperature and high-rate loading on the energy absorption capability. The investigated absorber concepts can be divided into the categories materials and structures under global tensile loading.

On material level, referred to as the lowest level of consideration for energy absorption under tensile loading, the energy absorption capability of common lightweight design materials is determined under tensile loading. The inherent mechanism of energy absorption, which is the plastic deformation of materials, provides a high level of lightweight design potential due to the simple design of such elements. The lack of adjustability and the direct dependency of the absorber characteristics on the mechanical properties of the respective material are the main disadvantages. Thus, for a given installation space the maximum absorption length is limited by the strain to failure.

On structural level the energy absorption concepts are examined under both tensile and compressive loading. The latter can be converted into a global tensile loading by means of constructional load redirection, which causes a weight penalty compared to structural concepts already operating under tensile loading. Hence, the integration and utilisation of existing structures is mandatory for competitiveness with respect to weight. Compared to the energy absorption on material level, energy absorption on

structural level is distinguished by an adjustability of the absorber characteristics as well as a higher flexibility in the design of such absorber elements.

The focus of this work is on the investigation of an energy absorption concept based on the progressive bearing failure of fibre-reinforced plastics (FRP). This concept features not only high weight-specific energy absorption and an almost ideal absorber characteristic, but also a potential integration into a bolted joint of the regarded fuselage structure made of CFRP. For a preliminary design of this concept the influence of fibre material, matrix material, fibre orientation, fibre architecture, loading rate (200 mm/min to 3 m/s) and temperature (-20 °C to 60 °C) as well as geometrical parameters such as plate thickness and bolt diameter are investigated experimentally. Besides woven fabric-reinforced composites the energy absorption capability of sandwich structures is examined for a potential integration into the cargo floor structure. Brittle FRP show a controlled progressive failure as a combination of transverse shearing and lamina bending. In addition, the creation of a debris wedge in front of the bolt favours the amount of energy being dissipated by friction.

Based on the experimental data an analytical model predicting the mean force of deformation is developed. This simplified, energy-based approach incorporating material (bending strength, frictional properties, intra- and interlaminar fracture toughness energy) as well as geometric (debris wedge) parameters facilitates the prediction of the linear relation between the mean force and the bolt diameter and the nonlinear relation between the mean force and the plate thickness, respectively.

For an industrial application the general suitability of numerical methods for the prediction of progressive bearing failure is investigated by means of adequate modelling approaches with the explicit finite element (FE) software Abaqus/Explicit. The modelling of woven fabric-reinforced composites is based on conventional intra- and interlaminar material models. The investigated modelling approaches facilitate realistic deformation behaviour of the FRP. However, the nonlinear trend of the mean force with increasing plate thickness cannot be predicted, because of the simplified nature in modelling the mechanisms within the damaged area in front of the bolt and the premature interlaminar failure.

## Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

### Abkürzungen

---

2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
A	Atlasbindung
AE	Load Efficiency
AF	Aramidfaser
AITM	Airbus Industry Test Method
AIMS	Airbus Industry Material Specification
ASTM	American Society for Testing and Materials
BK	Benzeggagh-Kenane
CF	Kohlenstofffaser
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CFC	Channel Frequency Class
CFL	Courant-Friedrichs-Lewy
CLT	Classical Laminat Theory (klassische Laminattheorie)
CP	Cargopanel
CZM	Cohesive Zone Model (Kohäsivzonenmodell)
DCB	Double Cantilever Beam
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DF	Dyneema <sup>®</sup> -Faser
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
E	Electric (elektrisch)
EA	Energieabsorption
EE	Energy Efficiency
EN	Europäische Norm
ENF	End-Notched Flexure
EP	Epoxidharz
EPT	Epoxidharz, zähmodifiziert (toughened)
EPRT	Epoxidharz, raumaushärtend (RT)
ESZ	Ebener Spannungszustand
FAA	Federal Aviation Administration
FAR	Federal Aviation Regulations
FAW	Fibre Areal Weight (Faserflächengewicht)

---

FE	Finite Elemente
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FST	Fire Smoke Toxicity
FVG	Faservolumengehalt
G	Geflechtschlauch
GF	Glasfaser
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GW	Gesamtwert
HM	High Modulus (hochsteif)
HSD	High Strength and Ductility
HTA	High Tenacity (HT, hochfest)
IR	Infrarot
ISO	International Organization for Standardization
IVW	Institut für Verbundwerkstoffe
K	Köperbindung
L	Leinwandbindung, Längsrichtung der Wabe
LCP	Liquid Crystal Polymer
LU	Load Uniformity
MMB	Mixed-Mode Bending
PA	Polyamid
PBT	Polybutylenterephthalat
PET	Polyethylenterephthalat
PES	Polyester
PEEK	Polyetheretherketon
PF	Phenolharz
PMI	Polymethacrylimid
POY	Partially Oriented Yarn
PSA	Persönliche Schutzausrüstung
PUR	Polyurethan
R	Rang
RF	Reservefaktor
RT	Raumtemperatur
SE	Stroke Efficiency
SF	Stahlfaser
SEA	Gewichts- bzw. massenspezifische Energieabsorption

T	Dickenrichtung der Wabe
TRIP	Transformation Induced Plasticity
TWIP	Twinning Induced Plasticity
UD	Unidirektional
UHMWPE	Ultra-High-Molecular-Weight Polyethylene
UV	Ultraviolett
VAP	Vacuum Assisted Process
VEA	Volumenspezifische Energieabsorption
VF	Vectran <sup>®</sup> -Faser
W	Querrichtung der Wabe

### Lateinische Symbole

$a$	[mm]	Geometrischer Parameter
$A$	[%]	Bruchdehnung
$A_{50}$	[%]	Bruchdehnung ( $l_0 = 50$ mm)
$A_g$	[%]	Gleichmaßdehnung
$b$	[mm]	Breite, Bogenlänge, geometrischer Parameter
$C$	[-]	Koeffizient
$C_l$	[-]	Koeffizient in der Seitenlängenfunktion (Fragmentkeil)
$C_\alpha$	[%/mm]	Koeffizient in der Spitzenwinkelfunktion (Fragmentkeil)
$d$	[mm]	Durchmesser
$d$	[-]	Schädigungsparameter
$e$	[-]	Eigenschaft, Eigenschaftswert
$e_E$	[-]	Energieausnutzung (eff.)
$e_G$	[-]	Geometrieausnutzung (eff.)
$e_I$	[-]	Integrationspotenzial
$e_L$	[-]	Lastausnutzung (eff.)
$e_{\Delta L}$	[-]	Lastschwankung (eff.)
$e_M$	[-]	Zusatzmassen
$e_R$	[-]	Lastrateneinfluss
$e_T$	[-]	Temperatureinfluss
$E$	[J]	Energie
$E$	[MPa]	Elastizitätsmodul
$E_s$	[J/g]	Gewichts- bzw. massenspezifische Energieabsorption
$E_v$	[J/cm <sup>3</sup> ]	Volumenspezifische Energieabsorption

$EA$	[N]	Dehnsteifigkeit
$f$	[-]	Faktor
$F$	[N]	Kraft
$F_D$	[N]	Druckkraft
$F_H$	[N]	Haltekraft
$F_N$	[N]	Normalkraft
$F_R$	[N]	Reibungskraft
$F_Z$	[N]	Zugkraft
$g$	[-]	Relative Gewichtung
$gw$	[-]	Gewichtete Bewertung
$G$	[MPa]	Schubmodul
$G$	[J/m <sup>2</sup> ]	Energiefreisetzungsrate, Bruchenergie
$G_{IC}$	[J/m <sup>2</sup> ]	Kritische Energiefreisetzungsrate unter Mode I Belastung
$G_{IIC}$	[J/m <sup>2</sup> ]	Kritische Energiefreisetzungsrate unter Mode II Belastung
$h$	[mm]	Höhe, geometrischer Parameter
$I$	[mm <sup>4</sup> ]	Flächenträgheitsmoment
$k$	[-]	Faktor
$K$	[N/mm]	Steifigkeit
$l$	[mm]	Länge
$\Delta L$	[-]	Relative Lastschwankung
$m$	[kg]	Masse
$m$	[-]	Anzahl
$M$	[Nmm]	Biegemoment
$n$	[-]	Anzahl
$p$	[-]	Exponent
$R_m$	[MPa]	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	[MPa]	0,2%-Dehngrenze, Ersatzstreckgrenze
$s$	[mm]	Weg, Verschiebung
$S$	[MPa]	Schubspannung
$S$	[mm <sup>2</sup> ]	Querschnittsfläche
$t$	[-]	Laufvariable (Parametrisierung)
$t$	[mm]	Dicke
$t$	[MPa]	Traction
$T$	[tex]	Garnfeinheit
$T_g$	[°C]	Glasübergangstemperatur

$T_s$	[°C]	Schmelztemperatur
$V$	[mm <sup>3</sup> ]	Volumen
$w$	[-]	Bewertung
$w$	[mm]	Verbleibende Plattenbreite
$W$	[J]	Arbeit
$x, y, z$	[-]	Kartesische Koordinaten
$X$	[MPa]	Festigkeit in Faserrichtung

### Griechische Symbole

---

$\alpha$	[°]	Spitzenwinkel (Fragmentkeil)
$\alpha$	[rad]	Umschlingungswinkel
$\alpha$	[-]	Parameter in der Schädigungsfunktion
$\gamma$	[%]	Schubverzerrung
$\Delta$	[-]	Relativänderung eines Wertes
$\varepsilon$	[%]	Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	[s <sup>-1</sup> ]	Dehnrates
$\eta$	[-]	Strukturelle Effektivität
$\eta$	[-]	Exponent des Benzeggagh-Kenane-Kriteriums
$\mu$	[-]	Reibungskoeffizient
$\nu$	[-]	Querkontraktionszahl
$\rho$	[g/cm <sup>3</sup> ]	Dichte
$\sigma$	[MPa]	Normalspannung
$\sigma_0$	[MPa]	Druckspannung (Fragmentkeil)
$\tau$	[MPa]	Schubspannung
$\varphi$	[%]	Umformgrad
$\varphi$	[°]	Halber Spitzenwinkel (Fragmentkeil)

### Indizes

---

0	Initial
1, 2	Faserhaupttrichtung (1 = Kettrichtung, 2 = Schussrichtung)
90°	Ideale Schälbelastung
<i>abs</i>	Absorbiert
<i>aus</i>	Austritt
$A_g$	Gleichmaßdehnung
<i>b</i>	Bruch



---

<i>c</i>	Riss
<i>C</i>	Kritisch
<i>char</i>	Charakteristisch
<i>dam</i>	Schädigung
<i>dyn</i>	Dynamisch
<i>ein</i>	Eintritt
<i>elast</i>	Elastisch
<i>end</i>	Ende
<i>f</i>	Filament
<i>g</i>	Garn
<i>global</i>	Global
<i>gurt</i>	Gurt
<i>i</i>	Zählvariable, Index
<i>ideal</i>	Ideal
<i>j</i>	Index
<i>k</i>	Keil
<i>last</i>	Lasteinleitung
<i>lokal</i>	Lokal
<i>m</i>	Mittelwert
<i>mat</i>	Material
<i>max</i>	Maximalwert
<i>min</i>	Minimalwert
<i>n</i>	Zählvariable
<i>naht</i>	Naht
<i>nom</i>	Nominell
<i>np</i>	Nahtpunkt
<i>nr</i>	Nahtreihe
<i>n, s, t</i>	Indizes der Traction-Separation-Beziehung (CZM)
<i>p</i>	Plateau
<i>qs</i>	Quasi-statisch
<i>ref</i>	Referenz
<i>RT</i>	Raumtemperatur
<i>s</i>	Schlaufe, Seite des idealisierten Fragmentkeils
<i>spez</i>	Spezifisch
<i>stütz</i>	Stützstruktur

<i>str</i>	Struktur
<i>t</i>	Technisch
<i>temp</i>	Temperatur
<i>tens</i>	Zug
<i>trig</i>	Trigger
<i>w</i>	Wahr
<i>x, y, z</i>	Koordinatenrichtungen
<i>y</i>	Streckgrenze
+	Zug
–	Druck

# 1 Einleitung

## 1.1 Einführung

Im Zuge der Globalisierung nimmt das weltweite Verkehrsaufkommen sowohl im Güter- als auch im Personentransport stetig zu. Im Bereich des Flugverkehrs stieg allein in Deutschland die Beförderungsleistung im Personenverkehr seit 2004 um mehr als 35% [1]. Um es nicht zu entsprechend zunehmenden Verkehrsunfällen kommen zu lassen, bedarf es einer kontinuierlichen Verbesserung der Sicherheitssysteme. Neben den aktiven, d. h. unfallvermeidenden Systemen, sorgen die passiven Systeme für die Begrenzung der auf den Insassen bzw. Passagier wirkenden Beschleunigungswerte auf ein unkritisches Maß sowie das Sicherstellen eines Überlebensraums.

Die zertifizierungsrelevanten Crashanforderungen für kommerzielle Verkehrsflugzeuge in konventioneller Metallbauweise werden u. a. von der Federal Aviation Administration (FAA) in [2] definiert und beinhalten neben den generellen Lastfällen unter Notlandebedingungen, dynamische Anforderungen an die Passagiersitze. Seit einigen Jahrzehnten nimmt jedoch der Anteil an Strukturen aus Faser-Kunststoff-Verbunden (FKV) im Flugzeugbau zu [3], wobei kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) den größten Anteil ausmachen. Einer der Hauptgründe hierfür ist das hohe Leichtbaupotenzial dieser Werkstoffklasse bedingt durch die hohen gewichtsspezifischen mechanischen Eigenschaften wie Steifigkeit und Festigkeit. Ein verbessertes Ermüdungs- und Korrosionsverhalten sowie eine größere Gestaltungsfreiheit in der Auslegung sind weitere Aspekte, die für den vermehrten Einsatz von CFK in der Primärstruktur sprechen. Die fehlende materielle Duktilität und das spröde Versagensverhalten dieser Werkstoffklasse resultieren jedoch, aufgrund des damit einhergehenden geringen Energieabsorptionsvermögens unter Zug- bzw. Biegebelastung, in einem veränderten globalen Crashverhalten der Flugzeugstruktur. Die FAA fordert deshalb für moderne Rumpfstrukturen aus CFK eine vergleichbare Crashsicherheit wie für eine entsprechende Rumpfstruktur in Metallbauweise [4], weshalb zur Aufnahme der kinetischen Impactenergie zusätzliche Crashelemente bzw. speziell für den dynamischen Crashlastfall ausgelegte Strukturbauteile erforderlich sind.

Bedingt durch die Natur des Zusammenstoßes zweier Objekte erfolgt die Umwandlung der kinetischen Impactenergie im Crashlastfall typischerweise unter einer äußeren Druckbelastung. Hierfür stellen entsprechende Crashelemente basierend auf dem progressiven Versagen von FKV in den vertikalen Streben [5]-[7], die der Ab-

stützung des Passagierquerträgers dienen, bzw. unterhalb des Frachtraumquerträgers [8], [9] aufgrund der hohen gewichtsspezifischen Energieabsorption (SEA) konstruktive Lösungen mit hohem Leichtbaupotenzial dar. Zur Aufnahme der Drucklasten erfordern diese jedoch das Vorhandensein von entsprechenden Widerlagern. Der Lastfall ohne Containerbeladung ermöglicht aufgrund der sich einstellenden Crashkinematik eine Integration von zusätzlichen, zugbelasteten Crashelementen im unteren Frachtraum [10]-[12]. Daneben stellen die Strukturanbindung der Überkopfgepäckfächer [13]-[18] sowie die seitliche Anbindung des Passagierquerträgers an die umlaufende Spantstruktur [19], [20], die durch die Ovalisierung der Rumpftonne im Crashlastfall ebenfalls auf Zug belastet wird, weitere Anwendungsgebiete für zugbelastete Crashelemente im Flugzeugbau dar (Abbildung 1.1).

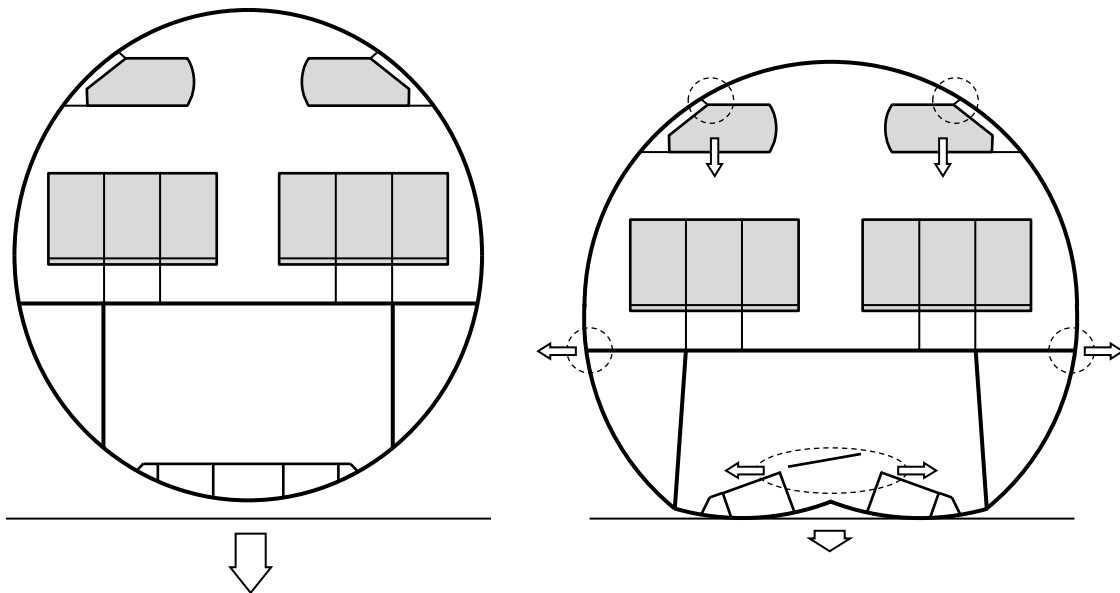


Abbildung 1.1: Schematische Darstellung eines Flugzeugrumpfs im Querschnitt und markierte Bereiche für eine Energieabsorption unter Zugbelastung

Im Gegensatz zu druckbelasteten Crashelementen, deren Wirkungsweisen und Einsatzgebiete umfassend erforscht sind, stellt sich für den hier skizzierten Anwendungsfall die grundlegende Frage, wie sich im Crashlastfall ein Teil der kinetischen Impactenergie unter einer äußeren Zugbelastung abbauen lässt. Diese muss vor allem unter den Gesichtspunkten der inhärenten Leichtbauanforderungen, der robusten und reproduzierbaren Funktionsweise sowie der strukturellen Integration in die betrachtete Flugzeugrumpfstruktur beantwortet werden, denn eine Konzeptauswahl alleine auf der Basis der SEA liefert noch keine Informationen zur generellen Funktionsweise und Eignung für einen entsprechenden Anwendungsfall.

## 1.2 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Vor dem Hintergrund der Integration von zugbelasteten Crashelementen in eine moderne Flugzeugrumpfstruktur aus CFK und den damit verbundenen Anforderungen ist das Ziel der vorliegenden Arbeit, einen Beitrag zum Verständnis möglicher Konzepte und Mechanismen zur Energieabsorption unter Zugbelastung zu leisten. Dabei besteht die generelle Absicht, durch den erweiterten Kenntnisstand eine Entscheidungsgrundlage für die Vorauswahl und -auslegung von zugbelasteten Crashelementen auf der Basis einer systematischen Bewertungsmethode bereitzustellen.

Zu diesem Zweck gliedert sich die Arbeit in zwei Betrachtungsebenen: die Materialebene als unterste Betrachtungsebene, um das Energieabsorptionsvermögen von typischen Leichtbauwerkstoffen unter Zugbelastung zu untersuchen, und die Strukturebene, die der Analyse von Strukturen, bestehend aus einem oder mehreren Bauteilen des gleichen oder unterschiedlichen Werkstoffs mit definierter geometrischer Ausprägung, dient. Während auf Materialebene die Energieabsorption primär durch das plastische Deformationsvermögen der unterschiedlichen Werkstoffklassen charakterisiert ist, zählen zu den Hauptenergieabsorptionsmechanismen auf Strukturebene, neben der plastischen Deformation, Materialversagen und Reibung.

Für einen Vergleich der unterschiedlichen Konzepte und Mechanismen bezüglich des Leichtbaupotenzials und der Funktionsweise sind allgemeingültige Kennwerte für Energieabsorber zu definieren und in experimentellen Studien für die jeweiligen Konzepte zu bestimmen. Hierzu gehören, neben der bereits erwähnten gewichtsspezifischen Energieabsorption, unter anderem die effektive Last-, Geometrie- und Energieausnutzung sowie der Einfluss der Lastrate und von Umwelteinflüssen wie beispielsweise der Temperatur. Anschließend sind auf Basis dieser charakteristischen Kennwerte für Energieabsorber die unterschiedlichen Konzepte bzw. Mechanismen in einer übergreifenden Nutzwertanalyse für den in dieser Arbeit betrachteten Anwendungsfall der Integration in den Bereich des unteren Frachtraums einer Flugzeugrumpfstruktur aus CFK zu bewerten.

Bedingt durch die vergleichsweise hohe gewichtsspezifische Energieabsorption von FKV unter Druckbelastung und der Möglichkeit der Integration in eine Bolzen- bzw. Nietverbindung der zugrunde liegenden Flugzeugstruktur soll ein Schwerpunkt der Arbeit auf dem Konzept des Bolzendurchzugs liegen. Auf Strukturebene gehört dieses zur Kategorie der klassischen Druckabsorber, kann jedoch über konstruktive

Maßnahmen in ein zugbelastetes Crashelement überführt werden. Im Rahmen einer experimentellen Studie sollen neben der Bestimmung der charakteristischen Kennwerte mögliche Einflussfaktoren dieses Konzepts untersucht werden. Um den mit experimentellen Versuchsreihen generell einhergehenden hohen Zeit- und Kostenaufwand zu reduzieren, soll vor allem für die frühe Phase der Vorauslegung eine analytische und numerische Methode zur Abschätzung des Energieabsorptionsvermögens in Abhängigkeit der materiellen und geometrischen Parameter entwickelt, untersucht und bewertet werden.

Die der Aufgabenstellung zugrunde liegenden globalen Randbedingungen für den in dieser Arbeit betrachteten Anwendungsfall der Energieabsorption unter Zugbelastung im unteren Bereich einer Flugzeugrumpfstruktur sind in Tabelle 1.1 zusammengefasst. Diese wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens vom Projektkonsortium gemeinsam definiert.

Tabelle 1.1: Anforderungskatalog des zugbelasteten Crashelements

<b>Anforderungen</b>		
Belastungsart	[-]	Zug (global)
Deformationskraft (mittlere)	[kN]	10
Deformationsweg (max.)	[mm]	200
Lastrate (max.)	[m/s]	3
Temperaturbereich	[°C]	-20 bis 60
Bauraum / Integration	[-]	Frachtraum einer Flugzeugstruktur (CFK)

## 2 Grundlagen der Energieabsorption

Im Bereich der Ingenieurwissenschaften versteht man unter dem Begriff der Energieabsorption (EA) im Allgemeinen eine Umwandlung der kinetischen Energie eines sich bewegenden Körpers in eine andere Energieform mit der Folge, dass der Körper in seiner Bewegung abgebremst wird. Dabei erfolgt die Umwandlung der kinetischen Energie in der Regel über den Weg der mechanischen Arbeit  $W$ , die als das Kurvenintegral der an einem Körper angreifenden Kraft  $F$  längs des dabei zurückgelegten Wegs  $s$  des Kraftangriffspunkts definiert ist (Gleichung (2.1)). Generell kann die Energieumwandlung auch über andere physikalische Wirkprinzipien, wie z. B. hydraulisch, pneumatisch oder elektrisch erfolgen [21].

$$W = \int F(s) ds \quad (2.1)$$

Die Energieabsorption erfolgt dabei idealerweise irreversibel, da über einen reversiblen Vorgang, z. B. durch das Spannen einer elastischen Feder, im Anschluss an die Entschleunigung des Körpers, dieser durch die gespeicherte potenzielle Energie der Feder eine erneute Beschleunigung erfährt, was wiederum in einer entsprechenden Belastung der Struktur und folglich des Insassen resultiert. Die Struktur bzw. das Bauteil, das die kinetische Energie aufnimmt, wird im Weiteren Energieabsorber bzw. Absorber genannt. Neben der Hauptfunktion der Energieabsorption können Energieabsorber auch als Lastbegrenzer eingesetzt werden, die eine Struktur vor einer Überlastung schützen.

Typische Anwendungen für Energieabsorber finden sich vor allem im Bereich des Personen- und Gütertransports in Form von Crashelementen für die passive Sicherheit in Kraftfahrzeugen [22]-[25], Schienenfahrzeugen [26]-[29] sowie Luftfahrzeugen [9], [10], [21], [30]-[32]. Neben dem Einsatz in Fahrzeugen werden Energieabsorber auch im Personenschutz in Form von persönlicher Schutzausrüstung [33]-[36], in Verpackungen für den Gütertransport [37] sowie zum Schutz von Gebäuden und Objekten vor äußeren Einflüssen, wie beispielsweise vor Erdbeben oder Steinschlag, eingesetzt [38]. Dabei kann der Vorgang der Energieabsorption je nach Anwendungsgebiet unterschiedlichen Einflussfaktoren ausgesetzt sein, weshalb die generelle Funktionsweise der energieabsorbierenden Struktur innerhalb der anwendungsspezifischen Randbedingungen gewährleistet sein muss. Die Robustheit bzw. Re-

produzierbarkeit der Funktionalität gibt an, wie sensitiv ein Energieabsorber bzw. Energieabsorptionsmechanismus auf sich ändernde Randbedingungen, wie beispielsweise die Temperatur, Art der Belastung oder Medien reagiert. Da es sich bei Energieabsorbern im Bereich des Personentransports um sicherheitsrelevante Strukturen handelt, ist der Robustheit eine entsprechend hohe Relevanz in der Auswahl zuzuschreiben. Das folgende Kapitel thematisiert neben den generellen Klassifizierungsmöglichkeiten eine Bewertungsmethode von Energieabsorberkonzepten basierend auf charakteristischen Kennwerten sowie möglichen Einflussfaktoren.

## 2.1 Klassifizierung und Typen von Energieabsorbern

Eine Klassifizierung von Energieabsorbern kann auf unterschiedliche Weise erfolgen (Abbildung 2.1), wobei nach Ezra und Fay [30] eine generelle Unterscheidung entsprechend der primären Energieabsorptionsmechanismen eine gängige Methode darstellt. In [25] und [39] werden Energieabsorber nach der Art der Anwendung kategorisiert. Hierbei wird zwischen wiederverwendbaren Komponenten, die eine Energieumwandlung durch äußere bzw. innere Reibung (Festkörper, Fluid) oder durch Druck- bzw. Volumenänderung von Fluiden (hydraulisch, pneumatisch) ermöglichen, und solchen, die durch plastische Deformation oder Materialversagen nach dem Energieabsorptionsvorgang nicht wieder verwendet werden können, unterschieden. Letztere weisen aufgrund ihrer Bauweise und der geringeren Anzahl an verwendeten Komponenten ein höheres Leichtbaupotenzial auf.

Für die hier betrachtete Energieabsorption unter Zugbelastung erfolgt eine Klassifizierung der untersuchten Konzepte sowohl nach der Art der Belastung, wobei grundsätzlich zwischen einer äußeren bzw. globalen und einer inneren bzw. lokalen Belastung unterschieden wird, als auch nach der Betrachtungsebene mit der generellen Unterscheidung zwischen Materialien und Strukturen gemäß Abbildung 2.1. Dabei bildet die unterste Betrachtungsebene für eine Klassifizierung die Materialebene, wobei einfache Werkstoffe ohne besondere geometrische Ausprägung für den Anwendungsfall der Energieabsorption betrachtet werden. Die Energieabsorption erfolgt ausschließlich durch plastische Deformation des jeweiligen Werkstoffs unter äußerer Zugbelastung, weshalb für einen zweckmäßigen Einsatz als Absorbermaterial ein Mindestmaß an Plastizität erforderlich ist. Die Kategorie der zugbelasteten Materialien ist dadurch geprägt, dass sowohl der Absorptionsweg als auch das Lastniveau direkt durch eine Kombination aus Materialeigenschaften und Geometrie bestimmt werden.



Materialebene	Strukturebene	EA Mechanismus
<ul style="list-style-type: none"> <li>Werkstoff / Werkstoffklasse (Metalle, Polymere, Verbundwerkstoffe)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>Geometrie</li> <li>Lastumleitung</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>Elastische Deformation</li> <li>Plastische Deformation</li> <li>Materialversagen / Rissbildung</li> <li>Reibung</li> <li>Druck-/ Volumen- änderung</li> </ul>
<b>Klassifizierungsmöglichkeiten von Energieabsorbern</b>		
<ul style="list-style-type: none"> <li>Reversibel</li> <li>Irreversibel</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>Belastung (Zug, Druck, Biegung, Torsion)</li> <li>Lokal / innerlich</li> <li>Global / äußerlich</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>Wiederverwendbar</li> <li>Nicht wiederverwendbar</li> </ul>
<b>Art der Energiewandlung</b>	<b>Art der Belastung</b>	<b>Art der Anwendung</b>

Abbildung 2.1: Klassifizierungsmöglichkeiten von Energieabsorbern

Dahingegen betrachtet die Strukturebene als nächst größere Ebene der Klassifizierung Bauteile bzw. Strukturen, die eine Kombination aus einem bzw. mehreren Werkstoffen mit definierter geometrischer Ausprägung bilden. Hierbei basiert die Energieabsorption nicht allein auf dem plastischen Deformationsvermögen von Werkstoffen oder Strukturen unter Zugbelastung, sondern kann auch über eine Druck-, Torsions- oder Biegebelastung sowie über andere Energieabsorptionsmechanismen, wie beispielsweise Materialversagen oder Reibung, erfolgen. Im Gegensatz zur Materialebene zeichnet sich die Kategorie der zugbelasteten Strukturen dadurch aus, dass keine direkte Abhängigkeit der Verformung von den Materialeigenschaften vorliegt, sondern die Verformungen in der Regel durch die geometrische Ausprägung der Struktur definiert wird.

Bedingt durch den Crashlastfall, bei dem es im Allgemeinen zu einem Zusammenstoß von Objekten kommt, existiert jedoch eine Vielzahl von Energieabsorptionskonzepten, die unter einer äußeren Druckbelastung die kinetische Energie der Struktur umwandeln. Über eine entsprechende konstruktive Lastumleitung können diese klassischen Druckabsorber für den hier untersuchten Anwendungsfall unter äußerer Zugbelastung miteinbezogen werden. Abbildung 2.2 zeigt eine Auswahl verschiedener Konzepte und Prinzipien zur Energieabsorption unter einer äußeren Zugbelastung auf Material- bzw. Strukturebene.

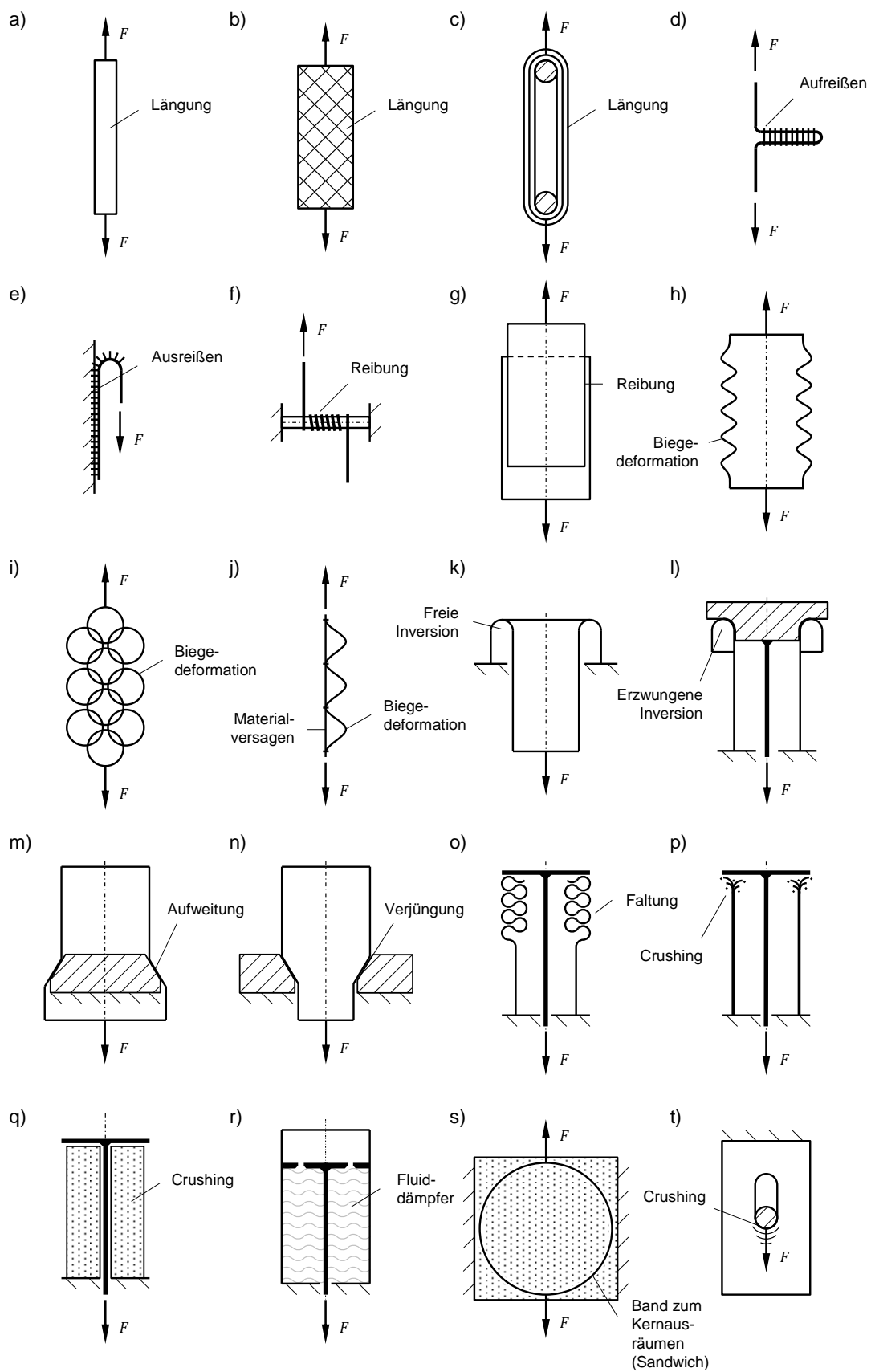


Abbildung 2.2: Übersicht über Energieabsorptionskonzepte unter äußerer Zugbelastung auf Materialebene (a-b) und Strukturebene (c-t)

Einige dieser Absorberprinzipien unter äußerer Druckbelastung basieren auf der plastischen Deformation von Metallen. Zum Stand der Technik gehören das Falten (Abbildung 2.2o), die freie und erzwungene Inversion (Abbildung 2.2k, l) sowie das Aufweiten und Verjüngen (Abbildung 2.2m, n) von dünnwandigen, metallischen Rohrstrukturen [30], [38], [40]-[52]. Eine detaillierte Untersuchung der zugrunde liegenden Deformationsprinzipien sowie eine analytische Beschreibung der Energieabsorptionsmechanismen liefern die Arbeiten von Kröger [25] und Marsolek [39]. Daneben existieren weitere, weniger verbreitete Konzepte und Prinzipien, basierend auf der metallischen Plastizität [30], wie beispielsweise das Fragmentieren bzw. Zerschneiden, bei dem ein dünnwandiges Rohr auf einen Dorn gedrückt wird und die dabei entstehenden Tangentialkräfte zum sukzessiven Versagen und Aufreißen der Rohrstruktur führen [53]. Ein artverwandtes Absorberprinzip für eine Energieabsorption unter äußerer Druckbelastung ist das sogenannte Crushing bzw. Fragmentieren von dünnwandigen Rohrstrukturen aus FKV (Abbildung 2.2p). Hierbei erfolgt die Energieumwandlung über ein kontrolliert ablaufendes, progressives Materialversagen des FKV auf Mikroebene. Dieses Konzept stellt den Stand der Technik für eine Energieabsorption von FKV unter äußerer Druckbelastung dar und zeichnet sich vor allem durch eine vergleichsweise hohe SEA aus [54] (Abbildung 2.3). Genau wie zu den klassischen metallischen Druckabsorbern existieren auch für dieses Absorberprinzip eine Reihe von experimentellen Untersuchungen zur generellen Wirkungsweise und den vorherrschenden Versagensmechanismen sowie zum Einfluss von Material, Geometrie, Triggermechanismen, Lastrate und Temperatur [23], [24], [39], [55]-[63]. Daneben gibt es, ähnlich wie bei den metallischen Druckabsorbern, konstruktive Lösungsvarianten, bei denen beispielsweise ein kontinuierliches Laminatbiegeversagen mit einem definierten axialen Aufreißen bzw. -schneiden der zylindrischen Rohrstruktur kombiniert wird [5]-[7]. Eine weitere Kategorie der klassischen, nicht wiederverwendbaren Druckabsorber stellen Schäume aus Metall oder Kunststoff oder andere zelluläre Strukturen unter äußerer Druckbelastung dar (Abbildung 2.2q) [21], [37], [38]. Diese zeichnen sich neben einer mehrachsigen Belastbarkeit, vor allem durch ein mehr oder weniger ausgeprägtes konstantes Lastniveau bis zum Erreichen der vollständigen Materialverdichtung, die mit einem starken Anstieg des Kraft-Deformations-Verhaltens einhergeht, aus. Abbildung 2.3 zeigt eine Übersicht über die Größenordnung der erzielbaren gewichtsspezifischen Energieabsorption dieser Absorberkonzepte unter äußerer Druckbelastung.

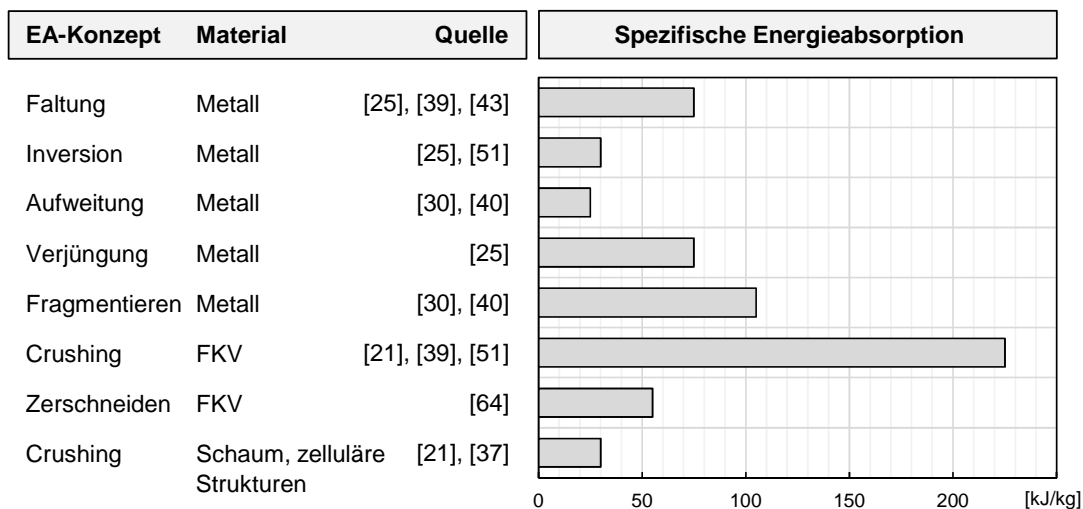


Abbildung 2.3: Gewichtsspezifisches Energieabsorptionsvermögen druckbelasteter Energieabsorberkonzepte

Da sämtliche zum Stand der Technik gehörende klassische Druckabsorber für den hier betrachteten Anwendungsfall der Energieabsorption unter Zugbelastung eine konstruktive Lastumleitung erfordern, verringert sich die gewichtsspezifische Energieabsorption auf Absorberebene deutlich. Lastflussbedingt liegt die Zusatzmasse für eine solche Lastumleitung in der Größenordnung von mindestens ein- bis zweimal der Masse des eigentlichen Absorbermaterials. Des Weiteren bietet eine Vielzahl dieser klassischen Druckabsorber keine Möglichkeit der Integration in vorhandene Strukturkomponenten des betrachteten Flugzeugrumpfs aus CFK, weshalb diese Konzepte sowohl aufgrund fehlender Integrationsmöglichkeiten als auch aus Gewichtsgründen nicht in die vorliegende Untersuchung miteinbezogen werden. Das von Pein et al. [14]-[18], [21] untersuchte Konzept, bei dem ein metallischer Bolzen in der Ebene durch eine Struktur aus FKV gezogen wird (Abbildung 2.2t) stellt ein Beispiel für einen in die Struktur integrierbaren Energieabsorber dar, der global unter Zug belastet wird, dessen Energieabsorptionsmechanismus jedoch auf einer lokalen Druckbelastung basiert. Dabei erfolgt die Energieumwandlung, ähnlich wie beim Crushen von FKV, durch ein kontrolliert ablaufendes, progressives Materialversagen.

Im Vergleich zu druckbelasteten Absorberkonzepten finden sich in der Literatur deutlich weniger Konzepte bzw. Mechanismen, die unter einer äußeren Zugbelastung eine kontrollierte Umwandlung der kinetischen Energie eines sich bewegenden Objektes ermöglichen. Zum Stand der Technik gehören Konzepte basierend auf dem sukzessiven Aufreißen einer Vernähung bzw. Verwebung zwischen zwei textilen Strukturen (Abbildung 2.2d), die vor allem im Bereich des Absturzeschutzes von Per-

sonen eine zentrale Rolle einnehmen [33]-[36], sowie Konzepte basierend auf der kontinuierlichen bzw. diskontinuierlichen plastischen Zug- bzw. Biegedeformation von metallischen Strukturen (Abbildung 2.2h, i, j). Hierfür stellen energieabsorbierende Strukturen bestehend aus ringförmig miteinander verbundenen Drähten (Abbildung 2.2i) zum Schutz vor Steinschlag ein mögliches Anwendungsgebiet dar [38].

Die meisten Absorberstudien untersuchen das generelle Energieabsorptionsvermögen sowie mögliche Einflussfaktoren ohne einen konkreten Vergleich zu anderen Konzepten bzw. Mechanismen und deren potenzielle Eignung für den betrachteten Anwendungsfall. Im Bereich der klassischen Druckabsorber vergleicht Kröger [25] auf Basis der spezifischen Energieabsorption sowie des Kraft-Deformations-Verhaltens die Faltung mit der freien Inversion und der Verjüngung von zylinderförmigen Rohrstrukturen. Auch Ezra et al. [30] zeigen einen Vergleich von Absorberkonzepten anhand der spezifischen Energieabsorption sowie der maximal erreichbaren Absorptionslänge. Dabei liegt der Fokus, genau wie bei der Untersuchung von Kindervater et al. [65], die das spezifische Energieabsorptionsvermögen und den Ausnutzungsgrad der Deformationskraft von Crushing-Strukturen aus FKV, Metallen und Schäumen miteinander vergleichen, auf der Betrachtung von druckbelasteten Konzepten. Da für sämtliche neuartigen und zum Stand der Technik gehörenden zugbelasteten Absorberkonzepte kein solcher Vergleich auf Basis von quantifizierbaren Eigenschaften existiert, liefert die vorliegende Arbeit einerseits einem solchen methodischen Vergleich ausgewählter Konzepte für den hier betrachteten Anwendungsfall im unteren Bereich einer Flugzeugrumpfstruktur aus CFK und andererseits Methoden für eine Vorauslegung der entsprechenden Absorberkonzepte.

## **2.2 Charakteristische Kennwerte für Energieabsorber**

Um einzelne Energieabsorberkonzepte basierend auf unterschiedlichen Energieabsorptionsmechanismen bewerten und miteinander vergleichen zu können, müssen konzeptübergreifende, d. h. unabhängig vom betrachteten Energieabsorptionsmechanismus gültige, charakteristische Kennwerte für Energieabsorber identifiziert werden. In [21], [23], [25], [30], [39], [65], [66] werden eine Vielzahl von möglichen Kennwerten vorgestellt, wobei ein Großteil der Kennwerte aus dem Interesse der Vergleichbarkeit des Crashverhaltens von Strukturkomponenten unter Druckbelastung im Automobil- und Flugzeugbau resultiert. Als Grundlage für die Kennwertbestimmung dient das in der Regel messtechnisch ermittelte Kraft-Deformations-

Verhalten (Abbildung 2.4) des betrachteten Energieabsorberkonzepts. Hierbei kann es sich, anders als bei den eben genannten Veröffentlichungen, in denen der Fokus auf der Untersuchung von druckbelasteten Strukturen lag, auch um eine Kraft-Deformations-Kennlinie unter Zugbelastung handeln.

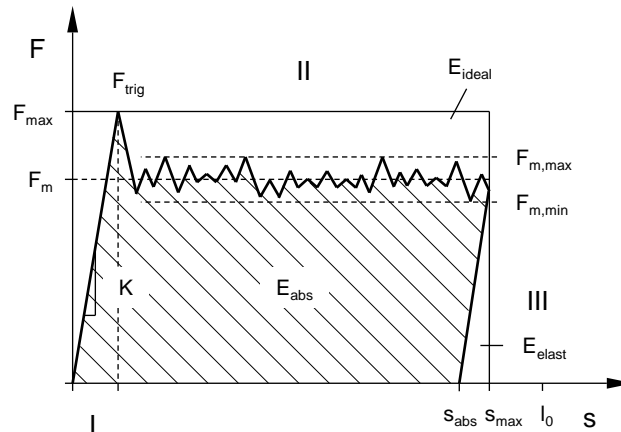


Abbildung 2.4: Schematische Kraft-Deformations-Kennlinie eines Energieabsorbers

Das Kraft-Deformations-Verhalten von energieabsorbierenden Strukturen lässt sich generell in drei Teilbereiche untergliedern. In Bereich I verformt sich die Struktur linear elastisch, wobei statische Betriebslasten bis zum Erreichen der Triggerkraft  $F_{trig}$  übertragen werden können. Erst nach Überschreiten der Triggerkraft beginnt der zweite Bereich. In diesem findet die eigentliche Energieabsorption, d. h. die Umwandlung der kinetischen Energie in eine andere Energieform, statt. Im sich anschließenden Bereich III wird die anfänglich gespeicherte, elastische Energie wieder an die umgebende Struktur abgegeben. Abbildung 2.5 fasst die in dieser Arbeit verwendeten charakteristischen Kennwerte von Energieabsorbern zusammen, wobei die Bewertungsgrundlage die Kennlinie eines idealen Energieabsorbers darstellt.

Für den Sonderfall, dass die energieabsorbierende Struktur im Anschluss an die Energieumwandlung (Bereich II) nicht entlastet wird, verbleibt die elastisch gespeicherte Energie im System und muss in die Energiebilanz miteinbezogen werden. In der Regel weisen energieabsorbierende Strukturen jedoch eine ausreichend hohe Steifigkeit auf, weshalb die elastisch gespeicherte Energie nur einen geringen Anteil an der Gesamtenergie ausmacht und daher in der Energiebetrachtung nicht explizit betrachtet werden muss. Folglich kann folgende Annahme getroffen werden:

$$s_{abs} \approx s_{max} \quad (2.2)$$

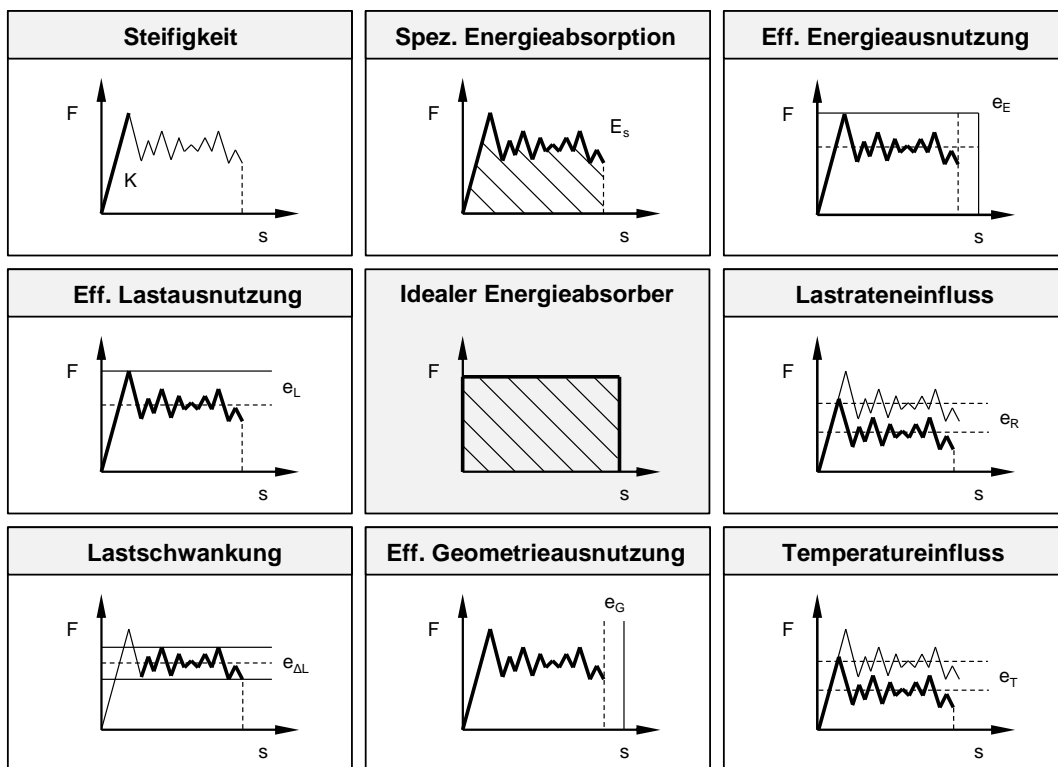


Abbildung 2.5: Charakteristische Kennwerte zur Beschreibung von Energieabsorbern

### 2.2.1 Steifigkeit

Die Steifigkeit  $K$  einer energieabsorbierenden Struktur spielt vor allem für den Fall der Energieabsorption unter Zugbelastung in Kombination mit einem begrenzten Deformationsweg, bedingt durch den zur Verfügung stehenden Bauraum bzw. die sich einstellende Crashkinematik, eine wichtige Rolle. Mit zunehmender Nachgiebigkeit verschiebt sich der Bereich der Energieabsorption (Bereich II) in Richtung größerer Deformationswege, was wiederum bei vorgegebener Deformationskraft, in einer geringeren Energieaufnahme resultiert.

### 2.2.2 Triggerkraft

Die Triggerkraft  $F_{trig}$  markiert das Ende des elastischen Bereichs (Bereich I) und den Beginn der Energieumwandlung. Für statisch lasttragende Strukturen ist eine ausgeprägte Triggerkraft von Vorteil, da diese den elastischen Bereich vom eigentlichen Bereich der Energieabsorption abtrennt. Ohne eine solche Kraftschwelle kann eine geringe Überlastung der Struktur bereits zur Triggerung des Energieabsorptionsmechanismus und damit zur plastischen Deformation bzw. Zerstörung der Struktur führen. Dem gegenüber führt eine hohe Triggerkraft bei energieabsorbierenden Strukturen zu einer geringeren Leichtbaugüte (siehe auch Abschnitt 2.2.3).

Bei einigen Energieabsorptionsmechanismen bzw. -konzepten ist die anfängliche Kraftüberhöhung nur bedingt modifizierbar. Dies trifft vor allem für Materialien unter Zugbelastung zu, da das sich einstellende Kraft-Deformations-Verhalten ausschließlich durch das Materialverhalten charakterisiert wird und nicht wie bei Energieabsorptionskonzepten auf Strukturebene durch geometrische Parameter eingestellt werden kann.

### 2.2.3 Maximale Deformationskraft

Die maximale Deformationskraft  $F_{max}$  hat weniger eine Bedeutung für den Vergleich von Energieabsorberkonzepten untereinander, als vielmehr für die grundlegende Auslegung von Energieabsorbern, da die maximale Kraft auch von den im Kraftfluss befindlichen Strukturen, wie z. B. den Anbindungspunkten des Energieabsorbers, ertragen werden muss.

### 2.2.4 Mittlere Deformationskraft

Die mittlere Deformationskraft  $F_m$  ist definiert als eine über den gesamten Absorptionsweg wirkende konstante Kraft zum Erreichen einer äquivalenten Energieaufnahme eines ideal gedachten Energieabsorbers mit rechteckförmiger Kraft-Deformations-Kennlinie. Ist der Einfluss der Struktursteifigkeit  $K$  vernachlässigbar, so vereinfacht sich die Berechnung von  $F_m$  zum arithmetischen Mittel der gemessenen Kraftwerte.

$$F_m = \frac{1}{s_{abs}} \int_0^{s_{max}} F ds = \frac{E_{abs}}{s_{abs}} \quad (2.3)$$

### 2.2.5 Effektive Lastausnutzung und Lastschwankung

Der effektive Lastausnutzungsgrad  $e_L$  (load efficiency, AE) beschreibt das Verhältnis von mittlerer Deformationskraft  $F_m$  zu maximaler Kraft  $F_{max}$ . Ideale Energieabsorber mit rechteckförmigem Kraft-Deformations-Verhalten weisen einen Ausnutzungsgrad von 1 auf. Der Kehrwert des Lastausnutzungsgrades wird in der Literatur auch als Lastgleichförmigkeit (load uniformity, LU) bezeichnet. Dieser Wert hat jedoch zum Nachteil, dass er keine definierte Obergrenze besitzt [65].

$$e_L = \frac{F_m}{F_{max}} \quad (2.4)$$



Die relative Schwankungsamplitude der Deformationskraft um die mittlere Kraft  $F_m$  kann über die lokalen Minima  $F_{m,min}$  und Maxima  $F_{m,max}$  der Kraft-Deformations-Kennlinie im Bereich II über Gleichung (2.5) ausgedrückt werden. Der entsprechende Kennwert zur Beschreibung der relativen Schwankungsbreite im Vergleich zur idealen Absorberkennlinie bestimmt sich nach Gleichung (2.6). Folglich besitzt ein idealer Energieabsorber eine effektive Lastschwankung von 1.

$$\Delta L = \frac{F_{m,max} - F_{m,min}}{2 \cdot F_m} \quad (2.5)$$

$$e_{\Delta L} = 1 - \frac{F_{m,max} - F_{m,min}}{2 \cdot F_m} \quad (2.6)$$

In [23] wird ein alternatives Maß für die Schwankungsbreite der Deformationskraft  $\Delta F$  als absolute Differenz zwischen der maximal (inkl. Triggerkraft  $F_{trig}$ ) und der minimal auftretenden Kraft im Bereich der Energieabsorption definiert.

### 2.2.6 Effektive Geometrieausnutzung

Die effektive Geometrieausnutzung  $e_G$  (geometric efficiency, GE), die bei der Betrachtung von Druckabsorbern häufig auch als Schlagwirksamkeit (stroke efficiency, SE) bezeichnet wird, ist definiert als das Verhältnis aus nutzbarer bzw. sich einstellender Längenänderung zur Ausgangslänge des Energieabsorbers.

$$e_G = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{s_{abs}}{l_0} \quad (2.7)$$

Grundsätzlich ergibt sich für höhere geometrische Ausnutzungsgrade auch eine höhere Flexibilität in der Auslegung und Anwendung eines Energieabsorberkonzepts. Energieabsorber unter Druckbelastung weisen im Allgemeinen eine geometrische Ausnutzung kleiner 1 auf [40]. Diese ergibt sich aus dem material- bzw. geometriebedingten maximalen Kompressionsvermögen der belasteten Struktur. Eine effektive Längenausnutzung von 0,75 stellt beispielsweise eine typische Annahme für dünnwandige metallische Strukturen dar [67]. Betrachtet man jedoch Energieabsorber unter Zugbelastung, so ergibt sich der geometrische Ausnutzungsgrad, z. B. von Materialien unter Zugbelastung, aus der materialspezifischen Bruchdehnung. Folglich können Strukturen unter Zugbelastung auch Werte größer 1 erreichen.

### 2.2.7 Effektive Energieausnutzung

Die effektive Energieausnutzung bzw. Energieeffizienz  $e_E$  (energy efficiency, EE) liefert ein Verhältnis zwischen der absorbierten Energie eines realen Energieabsorbers und der maximal möglichen Energieabsorption eines idealen Energieabsorbers mit rechteckförmiger Kennlinie im betrachteten Kraft-Deformations-Bereich. Dieser Kennwert stellt das Produkt aus effektiver Lastausnutzung  $e_L$  und effektiver Geometrieausnutzung  $e_G$  dar und ist in Gleichung (2.8) definiert [66].

$$e_E = \frac{E_{abs}}{E_{max}} = \frac{E_{abs}}{F_{max} \cdot l_0} = \frac{F_m \cdot s_{abs}}{F_{max} \cdot l_0} = e_L \cdot e_G \quad (2.8)$$

Jones [69] stellt mit der strukturellen Effektivität  $\eta$  (structural effectiveness) einen weiteren Kennwert zur Beschreibung des energetischen Ausnutzungsgrades eines Energieabsorbers vor. Dieser ist definiert als der Quotient aus der absorbierten Energie eines Systems geteilt durch die maximale Energieaufnahme bei Versagen einer gewöhnlichen Zugprobe desselben Materialvolumens (Gleichung (2.9)). Der Fokus dieses Kennwertes liegt jedoch auf dem Vergleich der Energieaufnahme durch plastische Deformation dünnwandiger metallischer Strukturen unter Druckbelastung.

$$\eta = \frac{\int_0^{s_{max}} F ds}{V \cdot \int_0^{\varepsilon_{max}} \sigma d\varepsilon} \quad (2.9)$$

### 2.2.8 Gewichtsspezifische Energieabsorption

Für Leichtbauanwendungen ist die gewichts- bzw. massenspezifische Energieabsorption  $E_s$  (weight-specific energy absorption, SEA) oder einfach spezifische Energieabsorption einer der wichtigsten Kennwerte, da diese ein Äquivalent der erforderlichen Masse bei gegebener Energieabsorption liefert. Im Allgemeinen ist die spezifische Energieabsorption als der Quotient aus der absorbierten Energie pro zerstörter bzw. an der Energieabsorption beteiligter Masse definiert.

$$E_s = \frac{E_{abs}}{m_{abs}} = \frac{1}{m_{abs}} \cdot \int_0^{s_{max}} F ds \quad (2.10)$$

Hierbei muss jedoch grundsätzlich zwischen Werten auf Materialebene  $E_{s,mat}$  und Werten auf Strukturebene  $E_{s,str}$  unterschieden werden. Auf Materialebene wird die

gewichtsspezifische Energieabsorption aus der Materialmasse  $m_{abs}$ , die direkt an der Energieabsorption beteiligt ist, berechnet. Dabei handelt es sich um den Materialanteil, durch dessen plastische Deformation oder Zerstörung die kinetische Energie umgewandelt wurde. Die strukturseitige Berechnung der spezifischen Energieabsorption bezieht zudem sämtliche Zusatzmassen, die für die Bereitstellung der grundlegenden Funktionalität erforderlich sind, wie z. B. die Masse für Kräfteinleitungselemente  $m_{last}$  oder Stützstrukturen  $m_{stütz}$ , kurz die gesamte Masse des Energieabsorbers, in die Massenbetrachtung mit ein und ist folglich abhängig von der anwendungsspezifischen, konstruktiven Lösung (Abbildung 2.6).

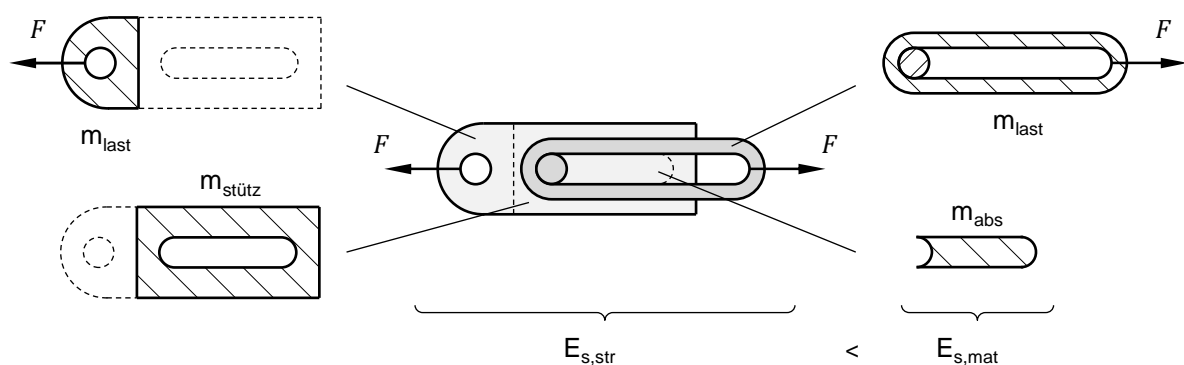


Abbildung 2.6: Definition der spezifischen Energieabsorption auf Material- bzw. Strukturebene am Beispiel des Bolzendurchzug-Konzepts

Bei Druckabsorbern spricht man in der Literatur auch teilweise von der spezifisch ertragbaren Crashspannung, die, wenn die effektive Geometrienausnutzung  $e_G$  nicht in die Betrachtung miteinbezogen wird, identisch mit den Zahlenwerten der spezifischen Energieabsorption ist [63], [65]. Neben der Angabe der verwendeten Massen zur Berechnung der spezifischen Energieabsorption ist vor allem auch die Angabe der zugrunde liegenden Belastungsgeschwindigkeit (Abschnitt 2.3.1) für den Vergleich der spezifischen Energieabsorption unterschiedlicher Energieabsorptionskonzepte bzw. -mechanismen erforderlich.

### 2.2.9 Volumenspezifische Energieabsorption

Die volumenspezifische Energieabsorption  $E_v$  (volumetric energy absorption, VEA) ist definiert als der Quotient aus absorbiertener Energie pro benötigtem Materialvolumen und ist im Vergleich zur massenspezifischen Energieabsorption weniger gebräuchlich [68]. Sie liefert jedoch Rückschlüsse auf den erforderlichen Bauraum für eine gegebene Energieumwandlung und ist vor allem in stark bauraumgetriebenen

Anwendungen, wie beispielsweise bei der Auswahl von Schäumen als energieabsorbierendes Verpackungsmaterial ein nützlicher Kennwert, um einen Vergleich unterschiedlicher Materialien anzustellen [37].

$$E_v = \frac{E_{abs}}{V_{abs}} = \frac{1}{V_{abs}} \cdot \int_0^{s_{max}} F ds \quad (2.11)$$

## 2.3 Einflussfaktoren für Energieabsorber

Da das generelle Energieabsorptionsvermögen von äußeren Einflüssen wie z. B. der Lastrate oder den Umgebungsbedingungen abhängen kann, ist eine Konzeptbewertung hinsichtlich der Funktionsweise unter ebendiesen Randbedingungen des betrachteten Anwendungsfalls erforderlich.

### 2.3.1 Einfluss der Lastrate

Der Einfluss der Lastrate bzw. Belastungsgeschwindigkeit nimmt bei der Beschreibung von Energieabsorbern einen besonderen Stellenwert ein, da es sich bei der Energieabsorption in der Regel um einen dynamisch ablaufenden, d. h. über der Zeit veränderlichen Vorgang handelt. Die kontrollierte Abbremsung einer sich bewegenden Masse erfolgt dabei innerhalb weniger Millisekunden, weshalb auch von einer kurzzeitdynamischen Belastung gesprochen wird.

Grundsätzlich lassen sich mechanische Belastungen in Abhängigkeit ihrer zeitlichen Änderung und Wirkdauer in die Belastungsarten statisch, dynamisch (schwellend, wechselnd) und schlagartig bzw. kurzzeitdynamisch unterscheiden. Crashvorgänge weisen typischerweise eine Wirkdauer zwischen 0 und 200 ms auf und fallen somit in die Kategorie mittlerer Dehnraten von 0 bis  $500 \text{ s}^{-1}$ . Eine entsprechende Übersicht über gängige Prüfverfahren für kurzzeitdynamische Belastungen und den damit erzielbaren Dehnraten ist in [70]-[72] dargestellt.

Häufig werden jedoch Energieabsorberkonzepte aus Kostengründen oder aufgrund fehlender Versuchseinrichtungen nur unter quasi-statischer Belastung getestet. Das grundsätzliche Verhalten des Energieabsorbers kann sich unter kurzzeitdynamischer Belastung, z. B. aufgrund materieller oder geometrischer Dehnrateneffekte, stark vom quasi-statischen Verhalten unterscheiden [73]. Deshalb wird bereits in [65] auf die Notwendigkeit eines entsprechenden Kennwertes zur Beschreibung der Lastratenabhängigkeit von Energieabsorptionsmechanismen bzw. -konzepten hingewiesen.

Hierfür stellt der Lastrateneinfluss  $e_R$  einen möglichen Kennwert dar. Dieser ist definiert als das Verhältnis zwischen der spezifischen Energieabsorption unter kurzzeitdynamischer und quasi-statischer Belastung, wobei Werte kleiner 1 eine Verschlechterung und Werte größer 1 eine Verbesserung des grundlegenden Energieabsorptionsverhaltens bezüglich des Leichtbaupotenzials im Vergleich zur Referenzkonfiguration unter quasi-statischer Belastung bedeuten.

$$e_R = \frac{E_S^{dyn}}{E_S^{qs}} \quad (2.12)$$

Die Angabe des Kennwerts  $e_R$  erfordert erneut die Spezifikation der zugrunde liegenden Belastungsgeschwindigkeit, da das generelle Energieabsorptionsvermögen eine Abhängigkeit von ebendieser aufweisen kann.

### 2.3.2 Umwelteinflüsse

Unter realen Einsatzbedingungen können Energieabsorber den unterschiedlichsten Umwelteinflüssen ausgesetzt sein. Hierzu zählen für den betrachteten Anwendungsfall im unteren Flugzeugrumpfbereich Strahlung (UV-, IR-Strahlung), aggressive Medien bzw. Atmosphären (Sauerstoff, Ozon, Wasser, Hydraulikflüssigkeit, Kraftstoff, etc.), Mikroorganismen (Bakterien, Pilze, etc.) sowie die Temperatur (obere/untere Einsatztemperatur, Temperaturwechsel). Da Grundlagenuntersuchungen von Energieabsorptionsmechanismen bzw. -konzepten typischerweise unter idealen Laborbedingungen stattfinden, diese sich jedoch stark von den realen Umgebungsbedingungen unterscheiden können, kann es vor allem vor dem Gesichtspunkt der Robustheit einer energieabsorbierenden Struktur zweckmäßig sein, die Umwelteinflüsse auf das Absorptionsverhalten in Form von Kennwerten in die Bewertung miteinzubeziehen.

Von den genannten Umwelteinflüssen spielt vor allem der Einfluss der Temperatur eine übergeordnete Rolle, da für diesen Einflussparameter, ähnlich wie für die Belastungsgeschwindigkeit, keine dauerhafte Abhilfemaßnahme existiert. Dagegen kann der Einfluss von Strahlung, Medien und Mikroorganismen über konstruktive Maßnahmen, wie z. B. Isolationen oder Kapselungen, weitestgehend ausgeschlossen werden. Der Temperatureinfluss  $e_T$ , definiert als das Verhältnis aus spezifischer Energieabsorption bei Einsatztemperatur und Raumtemperatur  $RT$ , bietet hierfür eine Möglichkeit, verschiedene Energieabsorber unter realen Temperaturrandbedingungen zu bewerten und zu vergleichen.

$$e_T = \frac{E_s^{temp}}{E_s^{RT}} \quad (2.13)$$

## 2.4 Bewertung von Energieabsorbern

Die Bewertung der in dieser Arbeit untersuchten, zugbelasteten Energieabsorberkonzepte soll anhand der von Zangemeister [74] beschriebenen systematischen Methode der Nutzwertanalyse erfolgen. Diese lässt sich unabhängig von der anwendungsspezifischen Durchführung in die in Abbildung 2.7 gezeigten Arbeitsschritte unterteilen und dient dem objektiven Vergleich von Lösungsvarianten untereinander.

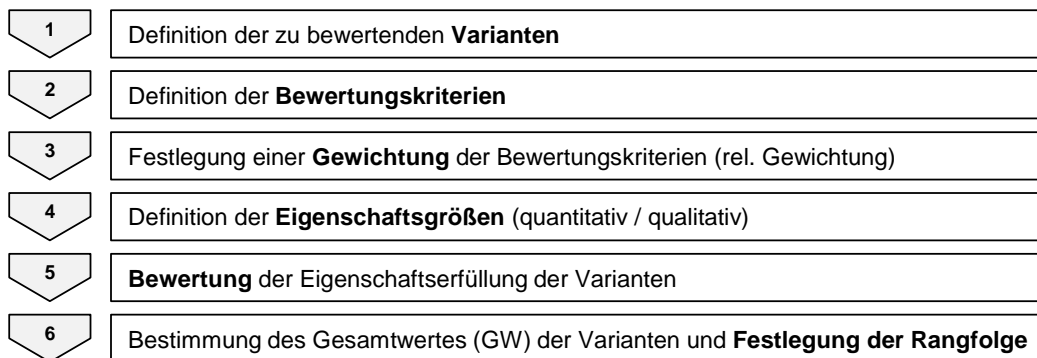


Abbildung 2.7: Arbeitsschritte zur Durchführung einer Nutzwertanalyse

Dabei gilt es bei der Wahl der Bewertungskriterien (Schritt 2) auf deren gegenseitige Unabhängigkeit zu achten, sodass kein Kriterium bedingt durch die Systematik eine höhere Gewichtung erfährt, indem es mehrfach bewertet wird. Für die Bestimmung der Gewichtung der Bewertungskriterien untereinander werden diese zuerst in eine Rangfolge mit absteigender Bedeutung gebracht. Anschließend erhält das wichtigste Kriterium (Rang 1) eine Gewichtung von 1. Über einen Paarvergleich der direkt aufeinander folgenden Kriterien wird anschließend die Wichtigkeit der Kriterien zueinander bestimmt. Hierbei bedeutet eine Gewichtung von 1, dass beide Kriterien als gleich wichtig angesehen werden. Eine Gewichtung von 0,75 gibt an, dass das untergeordnete Kriterium fast genauso wichtig, wobei die Gewichtungen 0,5 bzw. 0,25 angeben, dass das untergeordnete Kriterium halb so wichtig bzw. bedeutend unwichtiger ist. Die relative Gewichtung der einzelnen Bewertungskriterien ergibt sich anschließend über das Verhältnis der jeweiligen Gewichtung zur Gesamtgewichtung, sodass die Summe der relativen Gewichtungen 1 ergibt.

Die Definition der Eigenschaftsgrößen  $e$  (Schritt 4) erfolgt idealerweise anhand von quantifizierbaren Größen, da qualitative Größen aufgrund subjektiver Bewertung und Einschätzung Interpretationsspielraum für die ermittelte Rangfolge zulassen. Die eigentliche Durchführung der Nutzwertanalyse (Schritt 5) sieht vor, dass die Eigenschaftsgrößen der zu untersuchenden Varianten ins Verhältnis zu einer idealen Lösung (100% Erfüllung) gebracht werden. Die Nutzwertanalyse benutzt hierfür ein vergleichsweise großes Bewertungsintervall zwischen 0 = keine Erfüllung (unbrauchbar) und 10 = volle Erfüllung (ideal) [75]. In dieser Arbeit erfolgt die Bewertung über eine prozentuale Erfüllung zwischen einer minimal und maximal möglichen Eigenschaft, wobei der minimale Eigenschaftswert  $e_{min}$  in der Regel 0 beträgt und der maximale Eigenschaftswert  $e_{max}$  durch den höchsten Wert der betrachteten Varianten bestimmt wird. Folglich erreicht die Variante mit dem maximalen Wert für das betrachtete Kriterium eine Bewertung von 1. Die gewichtete Bewertung erhält man anschließend durch Multiplikation der Bewertung mit der relativen Gewichtung des betrachteten Kriteriums. Der Gesamtwert (GW) bzw. die Wertigkeit der untersuchten Varianten ergibt sich schließlich aus der Summation der gewichteten Bewertungen, wobei eine ideale Lösung, die jedes der betrachteten Kriterien zu 100% erfüllt, einen Gesamtwert von 1 erreicht (Abbildung 2.8).

Bewertungskriterium		Eigenschaftsgröße			Variante 1		
Nr.		Rel. Gewichtung		Einh.	Eigensch. $e_i$	Bewert. $w_i$	Gew. Bewert. $gw_i$
1	Kriterium 1	$g_1$	Eigenschaft 1	[-]	$e_{1,1}$	$w_{1,1}$	$gw_{1,1}$
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
i	Kriterium i	$g_i$	Eigenschaft i	[-]	$e_{i,1}$	$w_{i,1}$	$gw_{i,1}$
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
n	Kriterium n	$g_n$	Eigenschaft n	[-]	$e_{n,1}$	$w_{n,1}$	$gw_{n,1}$
		$\sum_{i=1}^n g_i = 1$					$\sum_{i=1}^n gw_{i,1} \leq 1$

Abbildung 2.8: Auszug aus einer Nutzwertanalyse zur systematischen Bewertung von Varianten

Nach [75] ist es zweckmäßig, sowohl eine technische als auch eine wirtschaftliche Bewertung der zu untersuchenden Varianten zu ermitteln, wodurch die funktionale Erfüllung einer Lösung von den ökonomischen Aspekten getrennt betrachtet wird. In dieser Arbeit wird aufgrund der fehlenden Kenntnis über die Herstellkosten der untersuchten Absorberkonzepte auf eine wirtschaftliche Bewertung verzichtet. Haupt-

gründe sind die sich ständig ändernden Rohstoffpreise (Materialkosten) sowie die vom Produktionsverfahren und von der Stückzahl abhängigen Fertigungskosten.

In Abhängigkeit der verwendeten Anzahl subjektiv zu bewertender, qualitativer Eigenschaftsgrößen, stellt die Rangfolge eine mehr oder weniger belastbare Entscheidungsgrundlage für eine Auswahl der zu bevorzugenden Variante dar. Die generelle Robustheit bzw. Sensitivität der ermittelten Rangfolge kann jedoch über eine Variation der Eigenschaftsgrößen und Gewichtung innerhalb eines definierten Bereichs überprüft werden. Zusätzlich zur systematischen Bewertung mittels Nutzwertanalyse müssen für eine finale Auswahl von möglichen Energieabsorberkonzepten die dem Anwendungsfall zugrunde liegenden Randbedingungen berücksichtigt werden. Hierzu gehören nicht nur der zur Verfügung stehende Bauraum und der damit einhergehende maximale Deformationsweg, sondern auch das geforderte mittlere Lastniveau und die damit verbundene maximale Belastung der Struktur bzw. Beschleunigung des Insassen.

Kategorisiert nach Gewicht, Funktion, Robustheit und Sonstige sind in Abbildung 2.9 mögliche Bewertungskriterien für Energieabsorber exemplarisch zusammengefasst, wovon ein Großteil über die bereits beschriebenen charakteristischen Kennwerte von Energieabsorbern aus Abschnitt 2.2 quantitativ bewertet werden kann.

<b>Gewicht</b>	<b>Funktion</b>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Geringes Gewicht</li> <li>• Geringes Zusatzgewicht</li> <li>• Integrationspotenzial</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Hoher Ausnutzungsgrad d. Last</li> <li>• Hoher Ausnutzungsgrad d. Absorptionsl.</li> <li>• Hohe Steifigkeit</li> <li>• Einstellbarkeit der Triggerkraft</li> <li>• Hohe Absorbereffizienz</li> </ul>
<b>Bewertungskriterien für Energieabsorber</b>	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Geringer Einfluss der Lastrate</li> <li>• Geringer Einfluss der Temperatur</li> <li>• Geringer Einfluss von Medien</li> <li>• Geringe Empfindlichkeit g. Lastfallvariab.</li> <li>• Geringe Empfindlichkeit g. Ermüdung</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Hohe technologische Reife</li> <li>• Fire-Smoke-Toxicity (FST) Anforderungen</li> <li>• Sonstige anwendungsspez. Kriterien</li> </ul>
<b>Robustheit</b>	<b>Sonstige</b>

Abbildung 2.9: Exemplarische Kriterien zur Bewertung von Energieabsorbern



### 3 Energieabsorption unter Zugbelastung auf Materialebene

Nachdem im vorherigen Kapitel die Grundlagen zur Klassifizierung, Charakterisierung und Bewertung von Energieabsorbern erläutert wurden, sollen diese Methoden im Folgenden auf Materialebene, welche die unterste Betrachtungsebene für eine Energieabsorption unter Zugbelastung darstellt, für eine Bewertung des Energieabsorptionsvermögens von unterschiedlichen Werkstoffen angewandt werden. In Abbildung 3.1 ist das zugrunde liegende Energieabsorptionskonzept der Längung eines Materials dargestellt, wobei die Energieaufnahme idealerweise irreversibel durch plastische Deformation des Werkstoffs erfolgt.

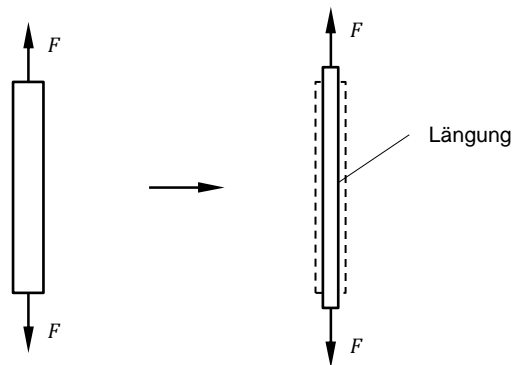


Abbildung 3.1: Energieabsorption durch Längung von Materialien

Eine Kategorisierung der untersuchten Werkstoffe erfolgt dabei nach den in [76] gewählten Werkstoffklassen: metallische Werkstoffe, Polymerwerkstoffe bzw. Kunststoffe, Verbundwerkstoffe und keramische Werkstoffe. Typischerweise spielen für die statische Auslegung von Leichtbaustrukturen die spezifischen mechanischen Eigenschaften, wie z. B. die spezifische Steifigkeit und Festigkeit, eine primäre Rolle. Bei der Betrachtung der Energieabsorption unter Zugbelastung ist für die Funktionserfüllung jedoch auch das plastische Deformationsvermögen der entsprechenden Werkstoffklasse von grundlegender Bedeutung, weshalb die Gruppe der keramischen Werkstoffe nicht betrachtet wird. Auch die Gruppe der FKV weist eine vergleichsweise geringe Bruchdehnung auf. Aufgrund des Integrationsgedankens soll diese Werkstoffklasse dennoch im Vergleich zu metallischen und polymeren Werkstoffen untersucht werden.

Ausgehend von den Grundlagen zur Auswertung der Dehnungen und absorbierten Energie unter einachsiger Zugbelastung auf Materialebene soll im Anschluss an eine Literaturübersicht das Energieabsorptionsvermögen von typischen Leichtbauwerk-

stoffen für eine übergreifende Konzeptbewertung experimentell bestimmt werden. Hierfür werden auch die Einflussfaktoren Lastrate und Temperatur in einachsigen Zugversuchen untersucht. Mit Hilfe der experimentell bestimmten, charakteristischen Kennwerte kann die generelle Eignung des Absorberkonzepts basierend auf der Längung von Materialien durch plastische Deformation für den hier betrachteten Anwendungsfall der Energieabsorption unter globaler Zugbelastung bestimmt werden.

### 3.1 Werkstoffe unter Zugbelastung

Wie bereits in Abschnitt 2.1 beschrieben, bildet die Grundlage der Kennwertermittlung die jeweilige Kraft-Deformations- bzw. Spannungs-Dehnungs-Kurve unter einachsiger Zugbelastung. Dabei kann die Angabe von Spannung und Dehnung sowohl in Form von technischen als auch wahren Werten erfolgen. Bis zum Punkt der Gleichmaßdehnung  $A_g$  resultieren beide Bezugssysteme für das betrachtete Materialvolumen in der gleichen Energieaufnahme.

Das Integral über die messtechnisch ermittelte Spannungs-Dehnungs-Kurve ergibt die volumenspezifische Energieabsorption  $E_v$ . Die Herleitung dieses Zusammenhangs ist nachfolgend dargestellt. Ausgehend von der Definition der technischen Spannung als Quotient der Kraft  $F$  pro Ausgangsquerschnitt  $S_0$

$$\sigma_t = \frac{F}{S_0} \quad (3.1)$$

mit

$$S_0 = b_0 \cdot t_0 \text{ (Rechteckquerschnitt)} \quad (3.2)$$

und der technischen Dehnung, auch Nenndehnung oder nominelle Dehnung genannt, als Quotient der Längenänderung  $\Delta l$  pro Ausgangslänge  $l_0$ ,

$$\varepsilon_t = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (3.3)$$

kann mit der ersten Ableitung der technischen Dehnung nach der Länge  $l$

$$\frac{d\varepsilon_t}{dl} = \frac{d\left(\frac{l-l_0}{l_0}\right)}{dl} = \frac{1}{l_0} \quad (3.4)$$

durch Einsetzen in Gleichung (2.1) die volumenspezifische Dehnungsenergie des betrachteten Materialvolumens  $V_0$  wie folgt bestimmt werden:

$$W = \int_0^{l_{max}} F dl = \int_0^{\varepsilon_{max}} \sigma_t \cdot S_0 \cdot l_0 d\varepsilon_t \quad (3.5)$$

mit

$$V_0 = S_0 \cdot l_0 \quad (3.6)$$

$$E_v = \frac{W}{V_0} = \int_0^{\varepsilon_{max}} \sigma_t d\varepsilon_t \quad (3.7)$$

Gleiches gilt, wenn anstelle des technischen Spannungs- bzw. Dehnungsbezugs die wahren Werte für Spannung  $\sigma_w$  und Dehnung  $\varepsilon_w$ , auch als Umformgrad  $\varphi$  bezeichnet, verwendet werden. Damit ergibt sich eine volumenspezifische Energieabsorption bezogen auf das aktuelle Materialvolumen  $V$ . Dieses kann bis zum Punkt der Gleichmaßdehnung als konstant angenommen werden, sodass gilt:

$$V_0 = S_0 \cdot l_0 = S \cdot l = V = const. \quad (3.8)$$

Über diese Annahme kann unter Verwendung der Definitionen für die wahre Dehnung als infinitesimale Längenänderung  $dl$  bezogen auf die aktuelle Länge  $l$

$$d\varepsilon_w = \frac{dl}{l} \quad (3.9)$$

und die wahre Spannung als Quotient aus Kraft  $F$  und aktueller Querschnittsfläche  $S$

$$\sigma_w = \frac{F}{S} \quad (3.10)$$

folgender formelmäßiger Zusammenhang zwischen den technischen und den wahren Größen hergestellt werden:

$$\varepsilon_w = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln\left(1 + \frac{\Delta l}{l_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon_t) \quad (3.11)$$

$$\sigma_w = \sigma_t \cdot (1 + \varepsilon_t) \quad (3.12)$$

Durch Multiplikation von Gleichung (3.7) mit dem Kehrwert der Materialdichte  $\rho$  ergibt sich der formelmäßige Zusammenhang zur Ermittlung der spezifischen Energieabsorption für ein betrachtetes Materialvolumen  $V_0$  aus einer vorliegenden Spannungs-Dehnungs-Kurve.

$$E_s = \frac{E_v}{\rho} = \frac{W}{\rho \cdot V_0} = \frac{W}{m} = \frac{1}{\rho} \cdot \int_0^{\varepsilon_{max}} \sigma_t d\varepsilon_t \quad (3.13)$$

Nach Erreichen der Gleichmaßdehnung  $A_g$  bildet sich im Bereich der lokalen Einschnürung ein komplexer dreiachsiger Spannungszustand aus, mit der Folge, dass die plastische Deformation aufgrund der starken Abnahme des Probenquerschnitts in diesem Bereich lokalisiert. In Abhängigkeit der gewählten Bezugslänge stellt sich eine mehr oder weniger große Bruchdehnung  $A$  ein, weshalb die Angabe der Dehnungsmessung zugrunde liegenden Bezugslänge zweckmäßig ist. In Abbildung 3.2 wird der Unterschied im Spannungs-Dehnungs-Verlauf in Abhängigkeit der gewählten Bezugslänge einer globalen und lokalen Auswertung verdeutlicht [70], [73]. Folglich ergeben sich je nach Bezugssystem unterschiedliche Werte für die spezifische Energieabsorption  $E_s$ , wobei sich mit abnehmender Messlänge (lokale Auswertung) ein oberer Grenzwert  $E_{s,max}$  einstellt. Da bei Metallen eine Dehnungslokalisierung jedoch ein Versagen zur Folge hat, lässt sich die in diesem Bereich umgesetzte Energie nicht auf die gesamte Probenlänge übertragen, sodass die Energieaufnahme bis zur Gleichmaßdehnung  $A_g$  aufgrund ihrer Unabhängigkeit von der Probengeometrie ein besseres Maß für den Vergleich von Werkstoffen untereinander darstellt [43].

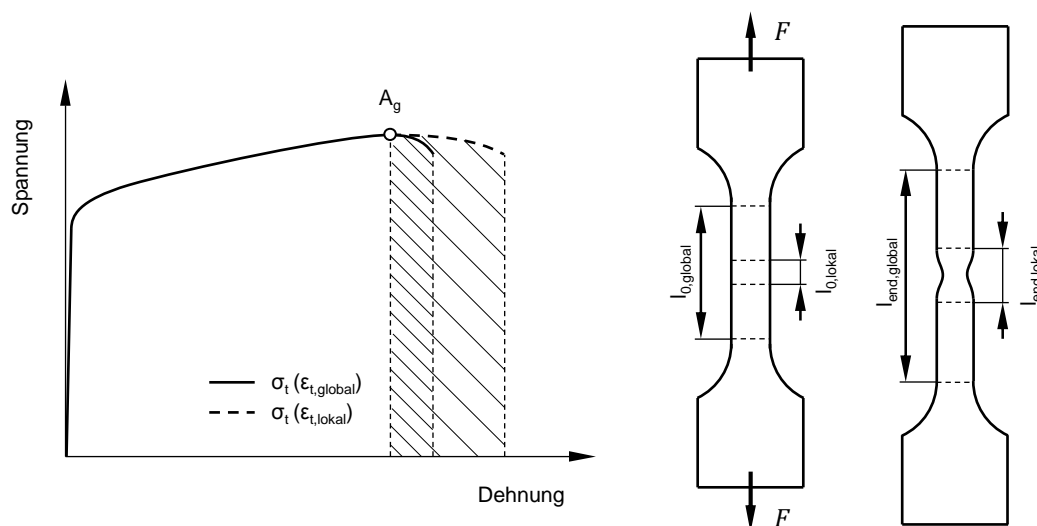


Abbildung 3.2: Auswirkung der gewählten Bezugslänge auf die Dehnungsmessung

### 3.2 Metallische Werkstoffe

Das plastische Verformungsvermögen von Metallen und die damit einhergehende irreversible Energieaufnahme basiert allgemein auf der Erzeugung und Bewegung

von Versetzungen im Kristallgitter. Bereits in [43], [66] wurde das Energieabsorptionsvermögen von Stahl- und Aluminiumlegierungen in einachsigen Zugversuchen untersucht. In Abhängigkeit der zugrunde liegenden Wärmebehandlung ergaben sich  $E_s$ -Werte zwischen 4,5 und 18,5 kJ/kg. Auch in [77] werden volumenspezifische Energieabsorptionen verschiedener Stahllegierungen aus einachsigen Zugversuchen angegeben, die durch Division mit der Materialdichte  $\rho$  in  $E_s$ -Werten von ca. 16 kJ/kg resultieren. Eine Übersicht der spezifischen Energieabsorption gängiger Karosseriebaustähle liefert [78]. Hier liegen die  $E_s$ -Werte zwischen 20 und 70 kJ/kg.

Für den Insassenschutz im Automobilbereich wurden in den letzten Jahren neue Leichtbaustähle entwickelt, die sich durch eine ausgezeichnete Kaltumformbarkeit bei gleichzeitig hoher Festigkeit und geringerer Dichte als herkömmliche Karosseriebaustähle auszeichnen. Hierzu gehören austenitische Stahllegierungen, die in Abhängigkeit ihrer Legierungszusammensetzung einen sogenannten TRIP- oder TWIP-Effekt zeigen [79], [80].

TRIP-Stähle (Transformation Induced Plasticity) weisen ein Mehrphasengefüge auf, wobei sich durch plastische Deformation die metastabile kohlenstoffreiche Austenitphase verformungsinduziert in Martensit umwandelt, was sowohl in einer Steigerung der Umformbarkeit als auch in einer Materialverfestigung resultiert. Neben typischen austenitbildenden Legierungselementen wie Nickel und Chrom, besitzen Stähle mit TRIP-Effekt vor allem Legierungszusätze von Aluminium und Silizium. Damit erreichen sie Festigkeiten von 700 MPa bei Bruchdehnungen von ca. 35% [80]. Dahingegen besitzen TWIP-Stähle (Twinning Induced Plasticity) neben den eben genannten Legierungselementen Aluminium und Silizium einen hohen Mangananteil von 10-30%, weshalb diese Stahlsorte in der Literatur auch als hochmanganhaltige Stähle bekannt ist [81]. Anders als bei TRIP-Stählen erreichen TWIP-Stähle ihre ausgezeichnete Umformbarkeit mit Bruchdehnungen von 50-90% durch intensive Zwillingbildung bedingt durch eine geringe Stapelfehlerenergie, wobei es zusätzlich zu einer Verfestigung des Stahls kommt. Da die hohe Umformbarkeit von TWIP-Stählen nicht auf der Versetzungsbewegung basiert, hat eine kurzzeitdynamische Belastung einen vergleichsweise geringen Effekt auf das plastische Verformungsvermögen [80].

Typische Vertreter dieser neuen Leichtbaustähle sind beispielsweise HSD<sup>®</sup>-Stähle (High Strength and Ductility) von Salzgitter AG [82], oder die in dieser Studie von der Outokumpu Nirosta GmbH bereitgestellten TRIP- und TWIP-Stähle 1.4310 C1000 (X 10 CrNi 18-8, kaltverfestigt) [83] und 1.4378 H500 (X 30 CrMn 14-16) bzw. H800

und H1000. Die Konfigurationen H800 und H1000 unterscheiden sich lediglich in ihrem Kaltumformgrad von 10% und 20% von der Konfiguration H500 ohne Kaltverfestigung, weshalb diese beiden Stähle zwar eine höhere Ersatzstreckgrenze  $R_{p0,2}$  aufgrund der Vorverfestigung jedoch auch eine geringere Bruchdehnung aufweisen. Im Vergleich dazu wurden typische Leichtmetalle aus dem Flugzeugbau mit der Titanlegierung Ti 6Al-4V STA und der Aluminiumlegierung AW 2024-T351 ausgewählt.

Für die Bewertung des Energieabsorptionsvermögens von metallischen Werkstoffen unter Zugbelastung sind zusätzlich zur spezifischen Energieabsorption auf Materialebene Aussagen zu den in Abschnitt 2.2 beschriebenen Kennwerten zu treffen.

### 3.2.1 Mechanische Kennwerte

Im Rahmen einer quasi-statischen Versuchsreihe wurden an einer Universalprüfmaschine vom Typ Zwick Z250 mit einer 250 kN Kraftmessdose mechanische Kennwerte der in Tabelle 3.1 aufgeführten metallischen Werkstoffe an jeweils drei Flachproben nach DIN EN ISO 6892-1 (Probenform 1, Anhang B) [84] ermittelt (Abbildung 3.3). Die Dicke der Probekörper entspricht der jeweiligen Blechdicke und wurde bei der frästechnischen Bearbeitung der Probengeometrie nicht angepasst. Aufgrund von Herstellerangaben bezüglich der erzielbaren Bruchdehnung zeigt die Längsachse sämtlicher Proben in Walzrichtung des Blechs.

Die Prüfung erfolgte bei RT mit einer Prüfgeschwindigkeit von 3 mm/min, die für die betrachtete Bezugslänge von  $l_0 = 50$  mm in einer mittleren Dehnrates von  $0,001 \text{ s}^{-1}$  resultiert. Die optische Auswertung der Probendeformation mittels Grauwertkorrelationsverfahren ermöglichte eine freie Wahl der Bezugslänge gemäß der bereits beschriebenen globalen ( $l_0 = 50$  mm) und lokalen ( $l_0 = 2$  mm) Auswertung der spezifischen Energieabsorption nach Gleichung (3.13). Sämtliche Kennwerte der quasi-statischen Versuchsreihe sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst.

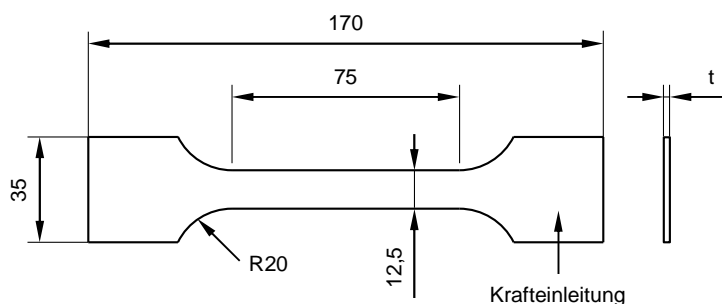


Abbildung 3.3: Probengeometrie für quasi-statische Versuchsreihe in mm [84]

Tabelle 3.1: Mechanische Kennwerte der untersuchten Metalllegierungen ( $0,001 \text{ s}^{-1}$ )

Material	$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	t [mm]	E [GPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	$A_g$ [%]	$A_{50}$ [%]	$E_{s,A_g}$ [kJ/kg]	$E_{s,global}$ [kJ/kg]	$E_{s,lokal}$ [kJ/kg]
<b>Stahllegierung</b>										
1.4310 C1000	7,87	1,50	187	744	955	24	32	28,4	37,7	99,7
1.4378 H500	7,71	1,50	200	522	949	59	68	63,5	74,5	126,0
1.4378 H800	7,72	1,51	195	728	1038	38	45	48,3	57,7	114,4
1.4378 H1000	7,72	1,51	189	919	1182	21	30	29,7	43,9	97,3
<b>Titanlegierung</b>										
Ti 6Al-4V STA	4,50	1,57	119	1108	1145	3	11	6,0	25,4	70,2
<b>Aluminiumlegierung</b>										
AW 2024-T351	2,77	2,03	72	350	491	18	20	28,8	32,7	53,3

Wie bereits erwähnt, stellt die in Tabelle 3.1 enthaltene spezifische Energieabsorption des lokalen Bereichs der Einschnürung  $E_{s,lokal}$  eine Obergrenze der maximal möglichen gewichtsspezifischen Energieabsorption der jeweiligen Metalllegierung unter Zugbelastung dar. Diese lässt sich, anders als die spezifische Energieabsorption bis Gleichmaßdehnung  $E_{s,A_g}$ , nicht auf ein größeres Materialvolumen übertragen. Ein Material, das sich für den Anwendungsfall der Energieabsorption unter Zugbelastung eignet, weist idealerweise eine Gleichmaßdehnung  $A_g$  nahe der Bruchdehnung  $A_{50}$  auf, wodurch der überwiegende Anteil der Dehnungsenergie aus dem gleichmäßigen plastischen Fließen aus der Probendicke und -breite resultiert.

Es ist zu erkennen, dass die hier untersuchten Stahllegierungen, bei denen es sich um spezielle Stahllegierungen für Craschanwendungen (hohe Festigkeit bei gleichzeitig hoher Duktilität) handelt, trotz der hohen Materialdichte von ca.  $7,7 \text{ g/cm}^3$  äußerst hohe spezifische Energieabsorptionswerte unter quasi-statischer Belastung von bis zu  $63,5 \text{ kJ/kg}$  (1.4378 H500) aufweisen. Diese ergeben sich vor allem aus der hohen Duktilität mit Bruchdehnungen von bis zu 70%. Die typischerweise in der Luftfahrt eingesetzten Aluminium- und Titanlegierungen können trotz der deutlich geringen Dichte aufgrund fehlendem plastischen Deformationsvermögen unter quasi-statischer Belastung nur  $E_s$ -Werte von ca.  $30 \text{ kJ/kg}$  erreichen. Hier zeigt Ti 6Al-4V aufgrund der vergleichsweise frühen Neigung zur Lokalisierung eine geringe spezifische Energieabsorption bis Gleichmaßdehnung von nur  $6 \text{ kJ/kg}$ .

Unter Verwendung der wahren Größen für Spannung und Dehnung im Punkt der Gleichmaßdehnung  $A_g$  liefern Thornton und Magee [43] einen formelmäßigen Zusammenhang zur Abschätzung der spezifischen Energieabsorption von metallischen Werkstoffen unter Zugbelastung (vgl. Gleichung (3.14)). Diesem liegen sowohl die Annahme eines konstanten Volumens als auch eine Potenzfunktion zur Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung nach Ramberg-Osgood unter Vernachlässigung des elastischen Anteils zugrunde. In [43] konnte gezeigt werden, dass dieser Ansatz die spezifische Energieabsorption unter Zugbelastung mit einer Genauigkeit von ca.  $\pm 5\%$  im Vergleich zu den experimentellen  $E_s$ -Werten abschätzt.

$$E_{s,tens} = \frac{\sigma_{w,max} \cdot \varepsilon_{w,A_g}}{\rho \cdot (1 + \varepsilon_{w,A_g})} \quad (3.14)$$

### 3.2.2 Einfluss von Lastrate und Temperatur

Für die Untersuchung des Lastrateinflusses wurden jeweils drei Probekörper nach DIN EN ISO 26203-2 [85] mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 3 m/s und 12 m/s an einer servohydraulischen Hochgeschwindigkeitsprüfmaschine vom Typ Zwick HTM 5020 mit einer 50 kN Kraftmessdose bei RT geprüft. Die sich für die betrachtete Messlänge von  $l_0 = 25$  mm (Abbildung 3.4) einstellende mittlere Dehnrates beträgt hierbei ca.  $120 \text{ s}^{-1}$  bzw.  $480 \text{ s}^{-1}$ . Die Probekörper wurden analog zu den Probekörpern der entsprechenden quasi-statischen Versuchsreihe hergestellt. Die Dehnungsmessung erfolgte optisch mittels Grauwertkorrelation, wodurch erneut sowohl eine globale ( $l_0 = 25$  mm) als auch eine lokale ( $l_0 = 5$  mm) Auswertung der Dehnungsenergie zur Ermittlung von  $E_{s,global}$  und  $E_{s,lokal}$  durchgeführt werden konnte. Aufgrund der Abhängigkeit der Auflösung der Hochgeschwindigkeitskamera von der Prüfgeschwindigkeit musste eine Messlänge von 5 mm für die lokale Auswertung im Bereich der Einschnürung anstelle der 2 mm aus der quasi-statischen Versuchsreihe gewählt werden.

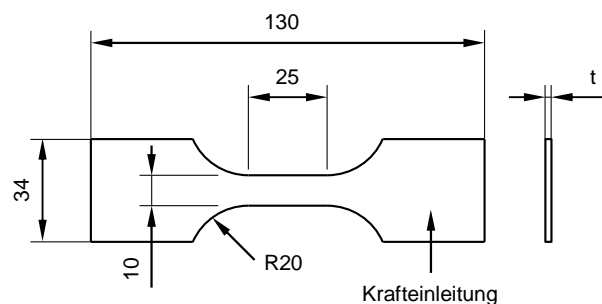


Abbildung 3.4: Probengeometrie für dynamische Versuchsreihe in mm [85]



Abbildung 3.5 zeigt die Dehnratenabhängigkeit der mechanischen Kennwerte für die Werkstoffe 1.4378 H500, AW 2024-T351 und Ti 6Al-4V STA in Form von Spannungs-Dehnungs-Diagrammen. Für eine bessere Vergleichbarkeit wurden die gemessenen Spannungs-Dehnungs-Kurven der dynamischen Prüfung als geglättete Mittelwertkurven dargestellt. Die Spannungs-Dehnungs-Diagramme der anderen Metalllegierungen aus Tabelle 3.1 können dem Anhang A1 entnommen werden. Der Einfluss der Temperatur auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten der betrachteten Metalllegierungen wurde hier nicht explizit ermittelt. Dieser wurde jedoch bereits in anderen Studien untersucht und soll im Folgenden qualitativ vorgestellt werden.

Die Digitalisierung der in [86], [87] veröffentlichten Spannungs-Dehnungs-Kurven von TRIP 800 und 1000 Stählen bestätigt zwar die grundsätzliche Dehnraten- und Temperaturabhängigkeit der mechanischen Kennwerte von Stahllegierungen, es zeigt sich jedoch auch, dass die spezifische absorbierte Energie unter Temperatureinfluss mit ca. 17 kJ/kg (TRIP 800) bzw. 22 kJ/kg (TRIP 1000) nahezu konstant bleibt. Einzig die lastratenabhängige Reduktion der Bruchdehnung bei gleichbleibender Steifigkeit und Festigkeit hat einen negativen Einfluss auf die spezifische Energieabsorption von TRIP-Stählen unter Zugbelastung. TWIP-Stähle zeigen ebenfalls eine Abnahme der mechanischen Eigenschaften mit zunehmender Temperatur, wobei sich aufgrund der nahezu konstant bleibenden Bruchdehnung auch eine Abnahme der  $E_s$ -Werte mit erhöhter Temperatur ergibt [81].

Die in [88], [89] untersuchte Dehnratenabhängigkeit von Ti 6Al-4V bestätigt den in Abbildung 3.5 dargestellten positiven Dehnrateneffekt. Eine Zunahme der Festigkeit und Steifigkeit bei gleichzeitiger Abnahme der Bruchdehnung führt zu einer nahezu konstant bleibenden spezifischen Energieaufnahme mit zunehmender Lastrate. Hingegen zeigt der Einfluss der Temperatur auf das mechanische Verhalten einen negativen Trend für Festigkeit und Steifigkeit mit zunehmender Temperatur. Nemat-Nasser et al. [88] bestätigen außerdem, dass die Temperatur einen stärkeren Einfluss als die Lastrate auf das mechanische Verhalten von Ti 6Al-4V hat. Mit Bruchdehnungen von ca. 10% ist die Energieaufnahme von Ti 6Al-4V jedoch vergleichsweise gering. Das dehnratenabhängige Verhalten von AW 2024-T3 /-T351 wurde bereits in [90]-[92] untersucht und bestätigt den hier ermittelten, vernachlässigbaren Einfluss der Dehnraten auf die mechanischen Kennwerte. Auch der Einfluss der Temperatur fällt im Vergleich zu den hier untersuchten anderen metallischen Werkstoffen gering aus.

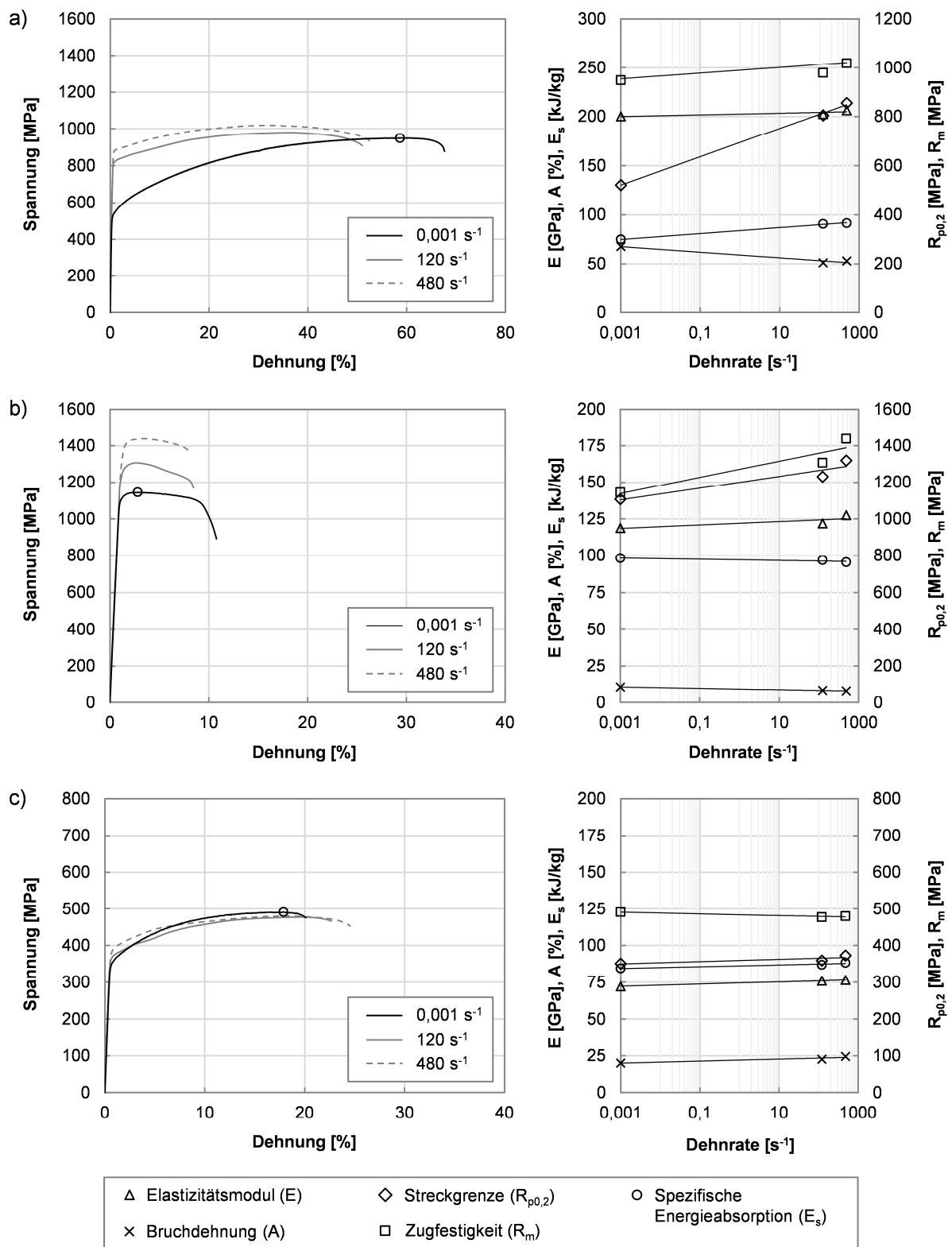


Abbildung 3.5: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme und mechanische Kennwerte von a) 1.4378 H500 (TWIP), b) Ti 6Al-4V STA und c) AW 2024-T351 in Abhängigkeit der Dehnrates

Die versuchstechnisch ermittelten charakteristischen Kennwerte der untersuchten Stahl-, Titan- und Aluminiumlegierungen sind in Tabelle 3.2 zusammengefasst und beziehen sich für sämtliche Konfigurationen auf die jeweils erreichte Bruchdehnung. Aufgrund fehlender Untersuchungen zum Temperatureinfluss ist dieser nicht enthalten. Ein Wert von 0,90 stellt hierfür jedoch eine realistische Annahme dar.

Tabelle 3.2: Charakteristische Kennwerte der untersuchten Metalllegierungen

Material	E [GPa]	$\sigma_m$ [kN]	$e_G$ [-]	$e_L$ [-]	$e_{\Delta L}$ [-]	$e_{R,3m/s}$ [-]	$e_{T,-20^\circ C}$ [-]	$e_{T,60^\circ C}$ [-]	$E_s$ [kJ/kg]
<b>Stahllegierung</b>									
1.4310 C1000	187	925	0,32	0,97	0,89	0,90	-	-	37,7
1.4378 H500	200	849	0,68	0,89	0,75	0,83	-	-	74,5
1.4378 H800	195	982	0,45	0,95	0,84	0,85	-	-	57,7
1.4378 H1000	189	1147	0,30	0,97	0,89	0,97	-	-	43,9
<b>Titanlegierung</b>									
Ti 6Al-4V STA	119	1061	0,11	0,93	0,98	0,90	-	-	25,4
<b>Aluminiumlegierung</b>									
AW 2024-T351	72	451	0,20	0,92	0,84	1,33	-	-	32,7

### 3.3 Polymerwerkstoffe

Bei den Polymerwerkstoffen unterscheidet man generell zwischen amorphen bzw. teilkristallinen Thermoplasten, Elastomeren und Duromeren. Aufgrund des vergleichsweise hohen plastischen Deformationsvermögens mit Bruchdehnungen deutlich größer 50% [76], [93] zeichnen sich einige thermoplastische Kunststoffe für eine Energieabsorption unter Zugbelastung in besonderem Maße aus. Anders als bei metallischen Werkstoffen erfolgt dabei die plastische Deformation nicht durch Versetzungsbewegungen, sondern durch ein Abgleiten und Ausrichten der Kettenmoleküle in Belastungsrichtung. Im Vergleich zu metallischen Werkstoffen unterliegen die mechanischen Eigenschaften der Polymerwerkstoffe jedoch einer ausgeprägten Zeit- und Temperaturabhängigkeit [73].

In Abhängigkeit des Preises und der mechanischen Eigenschaften klassifiziert man die Gruppe der Thermoplasten noch einmal in Standardkunststoffe, technische Kunststoffe und Hochleistungskunststoffe [63]. Polyamide (PA), die zur Gruppe der technischen Kunststoffe gehören, zeichnen sich dabei vor allem durch eine hohe Zähigkeit bei gleichzeitig hoher Steifigkeit und Festigkeit aus [93]. Nachteilig ist jedoch

die generelle Wasseraufnahme von PA, die sich negativ auf die mechanischen Kennwerte auswirkt, weshalb bei der Angabe dieser zwischen trockenen Werten (direkt im Anschluss an die Verarbeitung) und konditionierten Werten unterschieden wird. Für einen quantitativen Vergleich des Energieabsorptionsvermögens von thermoplastischen Kunststoffen unter Zugbelastung sollen im Folgenden die charakteristischen Absorberkennwerte exemplarisch am Beispiel von teilkristallinem PA 6 bestimmt werden.

### 3.3.1 Mechanische Kennwerte

Im Rahmen einer quasi-statischen Versuchsreihe wurden die mechanischen Kennwerte von PA 6 an einer Universalprüfmaschine vom Typ Zwick Z100 mit einer 100 kN Kraftmessdose ermittelt. Die spritzgegossenen Probekörper aus ungefärbtem Ultramid<sup>®</sup> B3L (PA 6) von der BASF SE sind in Abbildung 3.6 dargestellt und entsprechen der nach DIN EN ISO 527-2 [94] spezifizierten Probengeometrie des Typs 1A. Die Prüfung erfolgte an konditionierten Probekörpern [95] bei RT mit einer Prüfgeschwindigkeit von 50 mm/min, die für die betrachtete Bezugslänge von  $l_0 = 75$  mm in einer mittleren Dehnrage von  $0,01 \text{ s}^{-1}$  resultiert.

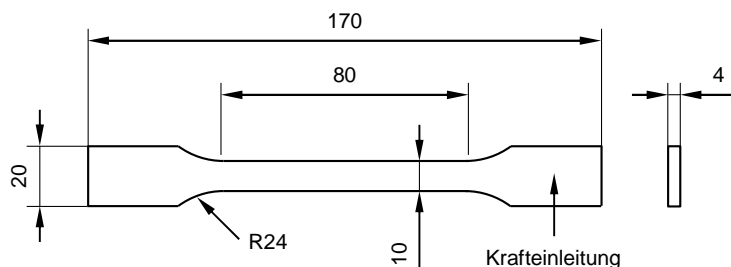


Abbildung 3.6: Probengeometrie der spritzgegossenen Kunststoffproben in mm [94]

Tabelle 3.3 fasst die mechanischen Kennwerte der quasi-statischen Versuchsreihe an konditionierten Probekörpern aus PA 6 zusammen. Eigene Untersuchungen zum Einfluss von Füllstoffen, wie beispielsweise Kurzglasfasern (GF), die generell zu einer deutlichen Erhöhung von Steifigkeit und Festigkeit bzw. Streckspannung führen, zeigen, dass sich die damit verbundene Reduktion der Bruchdehnung insgesamt negativ auf das Energieabsorptionsvermögen unter quasi-statischer Zugbelastung auswirkt (PA 6 mit 15% GF-Anteil (Ultramid<sup>®</sup> B3ZG3),  $E = 4,1 \text{ GPa}$ ,  $\sigma_y = 90 \text{ MPa}$ ,  $\varepsilon_b = 6\%$ ,  $E_{s,global} = 2,3 \text{ kJ/kg}$ ).

Tabelle 3.3: Mechanische Kennwerte von PA 6 (0,01 s<sup>-1</sup>)

Material	$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	$t$ [mm]	$E$ [GPa]	$\sigma_y$ [MPa]	$\sigma_{\max}$ [MPa]	$\epsilon_b$ [%]	$E_{s,\text{global}}$ [kJ/kg]
PA 6	1,10	4,00	1,7	44	61	302	123,3

Das plastische Deformationsvermögen von thermoplastischen Kunststoffen basiert auf dem Abgleiten und Ausrichten der Molekülketten, wobei sich das Material nach Erreichen der Streckspannung  $\sigma_y$  ähnlich wie bei Metallen lokal einschnürt, sich jedoch aufgrund der Orientierung der Kettenmoleküle parallel zur Belastungsrichtung verfestigt. Somit kommt es mit zunehmender Belastung nicht zum Materialversagen im geometrisch geschwächten Bereich der Lokalität, sondern zum weiteren Abgleiten von Molekülketten, wodurch sich die Einschnürung über den gesamten Probenbereich ausbreitet [73], [76]. Dieser Vorgang nennt sich Ziehen bzw. Verstrecken, wobei die Orientierung im verstreckten Bereich solange zunimmt, bis erste Kettenbrüche ein Versagen initiieren. Folglich erreicht PA 6 unter quasi-statischer Belastung aufgrund der äußerst hohen Bruchdehnung von 300% mit ca. 125 kJ/kg deutlich höhere  $E_s$ -Werte auf Materialebene als sämtliche in Abschnitt 3.2 untersuchten metallischen Legierungen.

### 3.3.2 Einfluss von Lastrate und Temperatur

Aufgrund der starken Zeitabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften führt eine Erhöhung der Belastungsgeschwindigkeit zwar zu einer Zunahme von Steifigkeit und Festigkeit, jedoch nimmt das Energieabsorptionsvermögen unter Zugbelastung aufgrund der Reduktion der Bruchdehnung von 300% (0,01 s<sup>-1</sup>) auf ca. 50% (40 s<sup>-1</sup>) deutlich ab (Abbildung 3.7). Die kurzzeitdynamischen Versuche mit 3 m/s (40 s<sup>-1</sup>) und 12 m/s (160 s<sup>-1</sup>) wurden an einer servohydraulischen Hochgeschwindigkeitsprüfmaschine vom Typ Zwick HTM 5020 mit einer 50 kN Kraftmessdose durchgeführt. Der Temperatureinfluss wurde auch hier nicht explizit ermittelt, Untersuchungen in [96] an PA 66 bestätigen jedoch eine Abnahme des Elastizitätsmoduls und der maximalen Spannung von ca. 80% mit zunehmender Temperatur im Bereich zwischen -30 °C und 80 °C, während die Bruchdehnung zunimmt. Generell wirkt sich eine Temperaturerhöhung auf das Materialverhalten thermoplastischer Kunststoffe wie eine Reduktion der Lastrate aus [97], weshalb ein Wert für  $e_T$  von 0,20 eine realistische Annahme für den betrachteten Temperaturbereich darstellt. Tabelle 3.4 fasst die ermittelten charakteristischen Kennwerte von PA 6 zusammen.

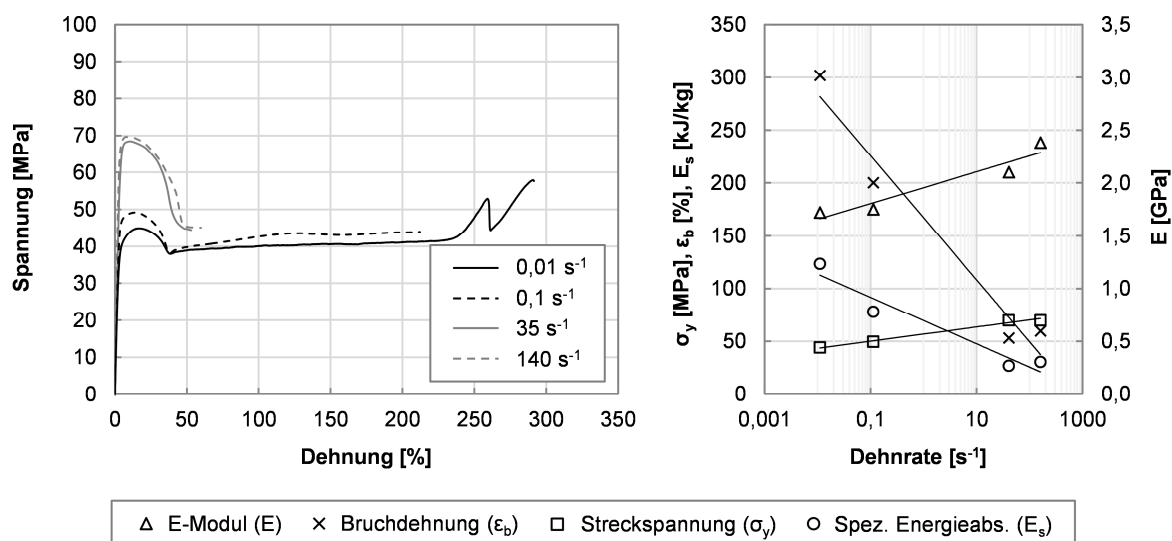


Abbildung 3.7: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme und mechanische Kennwerte von PA 6 in Abhängigkeit der Dehnrates

Tabelle 3.4: Charakteristische Kennwerte von PA 6

Material	E [GPa]	$\sigma_m$ [kN]	$e_G$ [-]	$e_L$ [-]	$e_{\Delta L}$ [-]	$e_{R,3m/s}$ [-]	$e_{T,-20^\circ C}$ [-]	$e_{T,60^\circ C}$ [-]	$E_{s,global}$ [kJ/kg]
PA 6	1,7	42	3,02	0,69	0,73	0,22	-	-	123,3

### 3.4 Verbundwerkstoffe

Die zur Kategorie der Verbundwerkstoffe gehörenden FKV weisen unter Zugbelastung in Faserrichtung eine hohe Energieaufnahme auf. Diese ist jedoch aufgrund des typischerweise linear elastischen Materialverhaltens bis Bruch als elastische Energie gespeichert und wird nicht wie bei duktilen metallischen Werkstoffen durch plastische Deformation in innere Energie umgewandelt. Deshalb eignen sich gewöhnliche FKV, bei denen die Faserhaupttrichtungen entlang der Belastungsrichtungen orientiert sind, nicht für die Energieabsorption unter Zugbelastung. FKV zeigen jedoch bei einer Zugbelastung unter einem Winkel relativ zur Faserhaupttrichtung (Off-Axis Belastung) eine gewisse materielle Nichtlinearität, initiiert durch Matrixrisse und Zwischenfaserbrüche. Dieser matrixdominierte Versagensmechanismus ermöglicht den Fasern bedingt durch die Probengeometrie mit fortschreitender Matrixschädigung eine Rotation in Richtung der Belastung, was in Abhängigkeit der gewählten Faserarchitektur in einem mehr oder weniger ausgeprägten plastischen Deformationsvermögen resultiert (Abbildung 3.8).

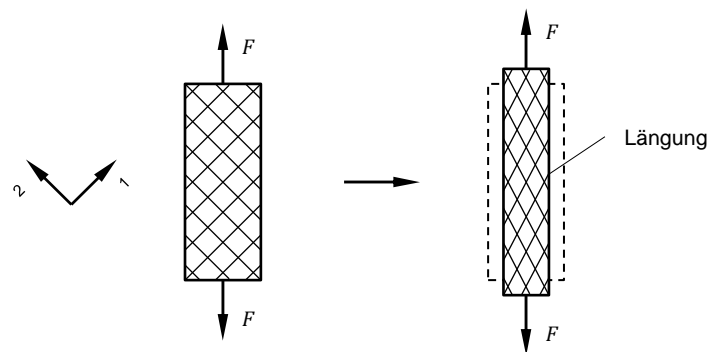


Abbildung 3.8: Energieabsorption durch plastische Schubdeformation von FKV unter einer Zugbelastung relativ zur Faserhaupttrichtung

FKV aus unidirektionalen Einzelschichten (UD) weisen unter Off-Axis Belastung aufgrund fehlender Bindungspunkte zwischen den Faserrichtungen im Vergleich zu gewebeverstärkten FKV ein geringes plastisches Deformationsvermögen auf [98]. Bedingt durch die formschlüssige Verbindung der Fasern an den Bindungspunkten in einem Gewebe führt eine Off-Axis Belastung und die daraus resultierende schädigungsinduzierte Rotation der Fasern in Richtung der Zugbelastung zu vergleichsweise hohen Bruchdehnungen bis hin zur Einschnürung des Materials.

Das mechanische Verhalten von Gewebelaminaten unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung wurde bereits in der Literatur untersucht, wobei jedoch keine Aussagen zum Energieabsorptionsvermögen unter Zugbelastung getroffen wurden. Gliesche et al. [99] untersuchten das Schubverhalten von  $\pm 45^\circ$  CF/EP Gewebelaminaten unter quasi-statischer Zugbelastung. Eine Digitalisierung der zugrunde liegenden Spannungs-Dehnungs-Kurve liefert  $E_s$ -Werte von ca. 15 kJ/kg. Das in [100] veröffentlichte quasi-statische Spannungs-Dehnungs-Verhalten von E-Glas/EP Gewebelaminaten mit Leinwandbindung unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung weist Bruchdehnungen von ca. 21% auf. Die Digitalisierung der Spannungs-Dehnungs-Kurve resultiert in quasi-statischen  $E_s$ -Werten von 12,6 kJ/kg. In Heimbs et al. [101] wurde die Dehnratenabhängigkeit von E-Glas/PF Gewebelaminaten unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung untersucht. Für den gewählten Dehnratenbereich zwischen  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$  und  $50 \text{ s}^{-1}$  konnte eine starke Zunahme des Schubmoduls und der Schubfestigkeit für Dehnraten größer  $1 \text{ s}^{-1}$  festgestellt werden. Die spezifische Energieabsorption wurde auch hier durch nachträgliche Digitalisierung der entsprechenden Spannungs-Dehnungs-Kurven bestimmt und zeigt eine Zunahme von ca. 75% mit steigender Dehnraten im Vergleich zur quasi-statischen Belastung. Trotzdem besitzt die in [101] untersuchte Materialkonfiguration aus E-Glas/PF mit einem

quasi-statischen  $E_s$ -Wert von rund 2 kJ/kg eine äußerst geringe Energieabsorption auf Materialebene im Vergleich zur Materialkonfiguration CF/EP aus [99] mit ca. 15 kJ/kg. Eine vergleichbare Zunahme der Schubfestigkeit mit zunehmender Lastrate wurde auch für Gewebelaminat aus E-Glas/EP in [102] festgestellt. Foroutan et al. [103] untersuchten das dehnratenabhängige Verhalten von CF/EP Gewebelaminaten mit Leinwand-, Köper- (2/2) und Atlasbindung (1/8) unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung. Neben der bereits erwähnten Zunahme von Schubmodul und Schubfestigkeit zeigen die Versuche vor allem eine Abnahme der Bruchdehnung mit zunehmender Lastrate.

Im folgenden Abschnitt soll in einer experimentellen Studie der Einfluss von Fasertyp, Matrixtyp, Bindungsart, Faserarchitektur sowie Lastrate auf das Energieabsorptionsvermögen von gewebeverstärkten FKV unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung untersucht werden, um anschließend eine Aussage zur grundsätzlichen Eignung dieses Energieabsorptionsmechanismus als Absorberkonzept auf Materialebene treffen zu können.

### 3.4.1 Mechanische Kennwerte

Zur Bestimmung des mechanischen Verhaltens von gewebeverstärkten FKV unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung wurden 8-lagige Laminatplatten mit einem Lagenaufbau von  $[(0^\circ/90^\circ)]_{4s}$  gemäß DIN EN 6031 [104] mittels vakuumunterstütztem Infiltrationsprozess (VAP) hergestellt. Die Geometrie der unter einem Winkel von  $45^\circ$  entnommenen Probekörper ist in Abbildung 3.9 dargestellt, wobei die Probendicke vom Fasertyp, der Bindungsart sowie dem Faserflächengewicht (FAW) der jeweiligen Materialkonfiguration abhängt. Neben den Standardfasertypen wie z. B. Kohlenstofffaser (CF), Glasfaser (GF) oder Aramidfaser (AF) wurden die Fasertypen Vectran<sup>®</sup> (VF) – eine aromatische Polyesterfaser gesponnen aus Liquid Crystal Polymer (LCP) – der Fa. Kuraray, und Dyneema<sup>®</sup> (DF) – eine synthetische Faser auf Basis von Polyethylen mit hohem molekularem Gewicht (UHMWPE, ultra-high-molecular-weight polyethylene) und einer Dichte von  $0,97 \text{ g/cm}^3$  – der Fa. DSM, untersucht.

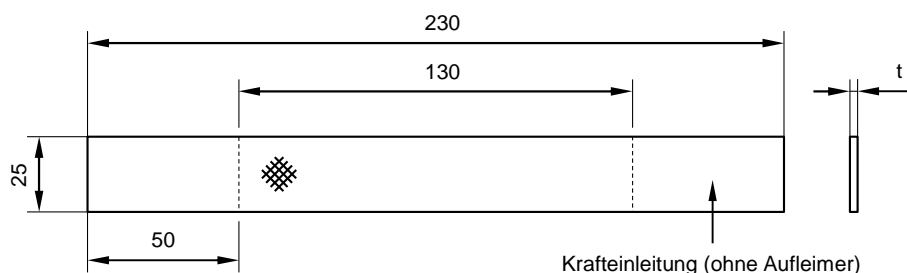


Abbildung 3.9: Probengeometrie der  $\pm 45^\circ$  Gewebeprobe n in mm [104]



In der experimentellen Studie sollte neben dem Einfluss von Faser- und Matrixtyp auch der Einfluss der Bindungsart auf das plastische Deformationsverhalten unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung untersucht werden. Hierfür wurden die Bindungsarten, Leinwandbindung und Körperbindung 2/2 ausgewählt (Abbildung 3.10). Die maximale Anzahl von Bindungspunkten zwischen den Faserrovings in Kett- und Schussrichtung in einem Leinwandgewebe hat eine hohe Faserondulation sowie eine schlechte Drapierbarkeit zur Folge. Sie führt jedoch auch zu einer maximal möglichen Integrität der Faserrovings im Gewebe mit fortschreitender Matrixschädigung.

Das Infiltrationsharz HexFlow<sup>®</sup> RTM 6 der Fa. Hexcel [105] stellt das Referenzharzsystem in dieser Studie dar. Dabei handelt es sich um ein Epoxidharz, das bei 180 °C ausgehärtet werden kann. Der Einfluss des verwendeten Matrixwerkstoffs wurde außerdem anhand von zähmodifiziertem Epoxidharz PRISM<sup>™</sup> EP 2400 der Fa. Cytotec [106] sowie thermoplastischem Polyetheretherketon (PEEK) im Vergleich zum Referenzsystem untersucht. Aufgrund der maximalen Einsatztemperatur der UHMWPE-Fasern von ca. 80-100 °C musste anstelle des Referenzharzsystems ein raumaushärtendes Epoxidharz EPIKOTE<sup>™</sup> L 20 mit EPIKURE<sup>™</sup> EPH 161 Härter [107] verwendet werden. Details zu den untersuchten Faser- und Matrixtypen sind in Tabelle 3.5 zusammengefasst.

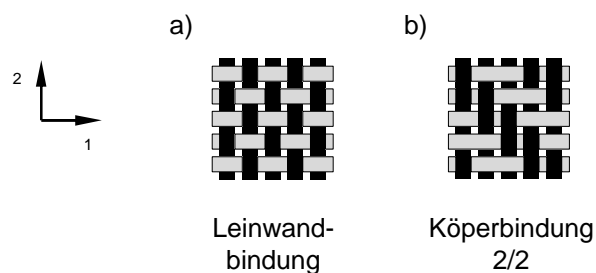


Abbildung 3.10: Gewebefragmente der untersuchten FKV

Zusätzlich zu den gewöhnlichen Schubproben wurden Probekörper aus flachgedrückten Geflechschläuchen (Abbildung 3.11b) unter einem Flechtwinkel von  $45^\circ$  hergestellt. Anhand dieser Proben sollte der Einfluss von durchgängigen Faserrovings im Vergleich zu Proben mit seitlich beschnittenen Faserrovings (Abbildung 3.11a) auf das generelle Kraft-Deformations-Verhalten untersucht werden.

Tabelle 3.5: Faser- und Matrixtypen der untersuchten FKV

Abk.	Bezeichnung	Bindungsart	FAW [g/m <sup>2</sup> ]	Fadenzahl [cm <sup>-1</sup> ] / [cm <sup>-1</sup> ]	Feinheit [tex]
<b>Fasertyp</b>					
CF	HTA-Kohlenstofffaser	Leinwandbindung <sup>1</sup>	200	5 x 5	200 (3k)
		Leinwandbindung <sup>1</sup>	93	7 x 7	67 (1k)
		Köperbindung 2/2 <sup>1</sup>	200	5 x 5	200 (3k)
		Geflechschlauch <sup>1</sup>	532 (45°)	64	200 (3k)
GF	E-Glasfaser	Leinwandbindung <sup>1</sup>	390	6 x 6,5	340 / 272
AF	HM-Aramidfaser	Leinwandbindung <sup>1</sup>	170	6,7 x 6,7	121
		Geflechschlauch <sup>2</sup>	327 (45°)	48	242
VF	HM-Vectran <sup>®</sup>	Köperbindung 2/2 <sup>1</sup>	200	6 x 6	167
DF	Dyneema <sup>®</sup> SK65	Leinwandbindung <sup>1</sup>	130	8 x 6	88
<b>Matrixtyp</b>					
EP	Epoxidharz HexFlow <sup>®</sup> RTM 6 (180 °C)				
EPT	Epoxidharz PRISM <sup>™</sup> EP 2400 mit thermoplastischer Zähmodifikation (180 °C)				
EPRT	Epoxidharz EPIKOTE <sup>™</sup> L 20 / Härter EPIKURE <sup>™</sup> EPH 161 (raumaushärtend)				
PEEK	Thermoplastisches Polyetheretherketon (T <sub>s</sub> = 340 °C)				

<sup>1)</sup> Lange+Ritter GmbH, <sup>2)</sup> Eurocarbon B.V.

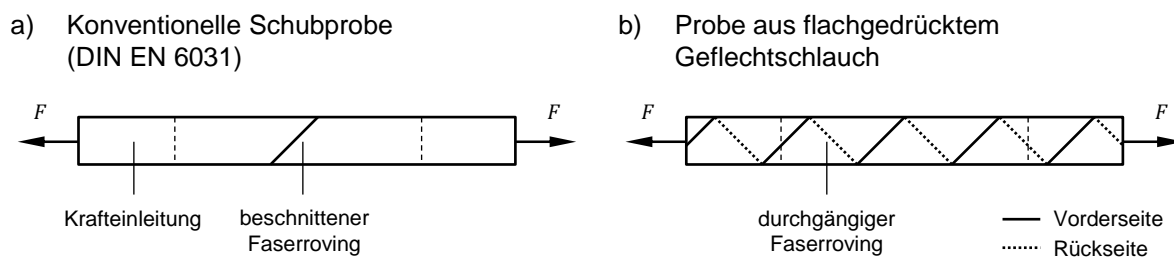


Abbildung 3.11: Konventionelle Schubprobe und Geflechschlauchprobe

Ausgehend von der Referenzkonfiguration aus HTA-Kohlenstofffasergewebe mit Leinwandbindung (FAW = 200 g/m<sup>2</sup>) und RTM 6 Epoxidharz wurden unterschiedliche Einflussparameter untersucht. Die einzelnen Konfigurationen sind in Tabelle 3.6 zusammengefasst, wobei darauf geachtet wurde, nur einen Parameter im Vergleich zur Referenzkonfiguration zu variieren. Die Abkürzung der Materialkonfigurationen setzt sich aus dem Fasertyp, dem Matrixtyp, der Bindungsart (L = Leinwandbindung, K = Köperbindung 2/2) sowie dem Faserflächengewicht, getrennt durch einen Bindestrich, zusammen. Die Geflechschlauchproben (G) werden an der Stelle der Bindungsart gefolgt von Fadenzahl und Feinheit entsprechend gekennzeichnet.

Tabelle 3.6: Mechanische Kennwerte der gewebeverstärkten FKV unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung ( $0,001 \text{ s}^{-1}$ )

Materialkonfiguration	$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	t [mm]	FVG [%]	E [GPa]	$\sigma_{\max}$ [MPa]	$\epsilon_b$ [-]	$E_{s,\text{global}}$ [kJ/kg]
<b>Kohlenstofffaser</b>							
1 CF-EP-L-200 (Referenz)	1,45	1,83	51	11,3	228	13,6	16,3
2 CF-EP-L-93	1,40	1,00	42	10,5	252	16,2	20,0
3 CF-EP-K-200	1,46	1,78	51	11,9	224	9,6	10,7
4 CF-EPT-L-200	1,50	1,80	51	11,7	238	15,1	19,8
5 CF-PEEK-L-200	1,55	1,71	53	14,3	267	14,6	18,4
6 CF-EP-G-64-3k	1,43	0,73	47	20,7	230	1,6	0,7
<b>Glasfaser</b>							
7 GF-EP-L-390	1,79	2,65	47	9,7	177	11,6	7,8
<b>Aramidfaser</b>							
8 AF-EP-L-170	1,31	1,75	54	5,3	183	27,5	26,8
9 AF-EP-G-48-3k	1,27	1,15	42	6,5	108	9,0	5,9
<b>LCP-Faser</b>							
10 VF-EP-K-200	1,28	2,20	52	2,7	171	26,3	18,7
<b>UHMWPE-Faser</b>							
11 DF-EPRT-L-130	1,07	2,31	46	3,6	76	26,4	15,5

Die quasi-statische Versuchsreihe wurde bei RT an einer Universalprüfmaschine vom Typ Zwick Z100 mit einer 100 kN Kraftmessdose durchgeführt. Die Messung der Probenverschiebung erfolgte optisch mittels eines Laserextensometers für eine Messlänge von 25 mm. Die Verschiebung der gesamten freien Probenlänge von 130 mm wurde anschließend über einen Korrekturfaktor zwischen optischer Verschiebung und Traversenverschiebung ermittelt. Für jede Konfiguration wurden Probenkörper mit einer Prüfgeschwindigkeit von 5 mm/min und 500 mm/min getestet, was für die Bezugslänge von 130 mm in mittlere Dehnraten von  $0,001 \text{ s}^{-1}$  und  $0,1 \text{ s}^{-1}$  resultiert. Anschließend konnte aus den gemessenen Kraft-Verschiebungs-Verhalten die spezifische Energieabsorption unter Verwendung von Gleichung (3.13) abzüglich der elastisch gespeicherten Energie bei Versagen ermittelt werden. Da der geschädigte Elastizitätsmodul nicht gemessen wurde, wurde hierfür die vereinfachte Annahme getroffen, dass der Elastizitätsmodul zum Versagenszeitpunkt dem ungeschädigten Elastizitätsmodul entspricht. Eine Auswertung der Schubeigenschaften nach [104] wurde nicht explizit durchgeführt.

### 3.4.2 Einfluss der Materialparameter

Durch Parametervariation lassen sich die Einflussfaktoren Fadenzahl, Bindungsart, Matrixmaterial, Fasermaterial und -architektur auf das grundlegende Kraft-Deformations-Verhalten und somit auf die spezifische Energieabsorption von gewebeverstärkten FKV unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung untersuchen. Im Mittelpunkt der Untersuchung steht neben der Bestimmung der charakteristischen Absorberkennwerte vor allem die Identifikation der bestmöglichen Materialkonfiguration für den hier betrachteten Anwendungsfall der Energieabsorption unter Zugbelastung auf Materialebene.

#### 3.4.2.1 Einfluss der Fadenzahl

Die Konfigurationen 1 und 2 bestehen aus vergleichbaren HTA-Kohlenstofffasergeweben mit Leinwandbindung, unterscheiden sich jedoch in ihrer Fadenzahl von 3k (FAW = 200 g/m<sup>2</sup>) und 1k (FAW = 93 g/m<sup>2</sup>). Konfiguration 2 zeigt im Vergleich zur Referenzkonfiguration eine ca. 7% geringere Steifigkeit. Der anschließende Bereich der plastischen Verfestigung verläuft jedoch steiler als bei Konfiguration 1. Auch die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung nehmen um 10% bzw. 23% zu, was wiederum in einer 22% höheren spezifischen Energieabsorption von 20,0 kJ/kg resultiert. Die geringere elastische Steifigkeit lässt sich durch die geometriebedingten größeren Harznester im feineren Gewebe der Konfiguration 2 sowie durch den daraus resultierenden geringen FVG von 42% im Vergleich zu 51% der Referenzkonfiguration erklären. Die größeren Zwischenräume zwischen den Bindungspunkten der Faserrovings ermöglichen diesen jedoch eine größere Rotation in Richtung der Belastung mit der Folge, dass sowohl die Festigkeit als auch die Bruchdehnung zunehmen.

#### 3.4.2.2 Einfluss der Bindungsart

Der Einfluss der Bindungsart wurde am Beispiel der Bindungstypen Leinwandbindung (Referenzkonfig. 1) und Körperbindung 2/2 (Konfig. 3) aus vergleichbaren HTA-Kohlenstofffasergeweben (FAW = 200 g/m<sup>2</sup>) untersucht. Beide Konfigurationen besitzen den gleichen FVG von 51%, wobei Konfiguration 3 einen leichten Anstieg von ca. 5% im Elastizitätsmodul zeigt. Auch der anschließende Bereich der plastischen Verfestigung verläuft steiler als bei der Referenzkonfiguration. Auslöser hierfür ist vor allem die geringere Faserondulation bedingt durch den Bindungstyp, was wiederum eine stärkere Ausrichtung der Faserrovings in Belastungsrichtung zur Folge hat. Somit erreicht Konfiguration 3 die Materialfestigkeit von ca. 225 MPa vergleichsweise

früh mit dem Ergebnis einer 30% geringeren Bruchdehnung und folglich einer ca. 35% geringeren spezifischen Energieabsorption.

#### 3.4.2.3 Einfluss des Matrixmaterials

Eine Änderung des Matrixtyps von einfachem Epoxidharz (Referenzkonfig. 1) zu Epoxidharz mit thermoplastischer Zähmodifikation (Konfig. 4) führt zu einem Zuwachs der Steifigkeit und Festigkeit von ca. 4% und Bruchdehnung von ca. 10%. Damit ergibt sich mit 19,8 kJ/kg eine ca. 20% höhere spezifische Energieabsorption als für die Referenzkonfiguration. Der FVG ist mit 51% gleich, jedoch besitzt die Konfiguration mit zähmodifiziertem Harzsystem aufgrund der thermoplastischen Zwischenphase eine höhere Materialdichte (Tabelle 3.6). Diese ist zudem für ein Schädigungsverhalten mit einer gewissen Restfestigkeit anstelle eines spröden Totalversagens verantwortlich. Die Konfiguration 5 mit thermoplastischer PEEK-Matrix unterscheidet sich ebenfalls lediglich im verwendeten Matrixtyp im Vergleich zur Referenzkonfiguration. Auch hier ist eine Zunahme des Elastizitätsmoduls um 26,5%, der Zugfestigkeit um 17% und der Bruchdehnung um 10,5% zu erkennen. Obwohl diese mechanischen Kennwerte einen direkten Einfluss auf die spezifische Energieabsorption haben, ist diese mit 18,4 kJ/kg lediglich ca. 10% größer als die der Referenzkonfiguration. Hierfür ist der Grund in der höheren Materialdichte von 1,55 g/cm<sup>3</sup> bedingt durch die höhere Dichte von PEEK ( $\rho = 1,32 \text{ g/cm}^3$ ) im Vergleich zu 1,45 g/cm<sup>3</sup> der Referenzkonfiguration mit RTM 6 ( $\rho = 1,14 \text{ g/cm}^3$ ) zu finden. Die generell höheren mechanischen Kennwerte sind sowohl auf den höheren E-Modul von PEEK mit 3600 MPa [93] im Vergleich zu 2890 MPa von RTM 6 [105] als auch auf den geringfügig höheren FVG von 53% im Vergleich zu 51% der Referenzkonfiguration zurückzuführen.

#### 3.4.2.4 Einfluss des Fasermaterials

Das grundlegende Kraft-Deformations-Verhalten wird nicht nur durch den Fasertyp selbst bestimmt, auch die Faser-Matrix-Anhaftung, die sowohl vom Fasermaterial selbst als auch von der Oberflächenbeschaffenheit und -behandlung der Faser abhängig ist, spielt eine entscheidende Rolle. Aus diesem Grund lassen sich die im Folgenden gezeigten Effekte nicht alleine auf das mechanische Verhalten der Faser zurückführen. Für die Konfiguration mit Glasfasergewebe (Konfig. 7), liegt der Elastizitätsmodul um 14%, die Zugfestigkeit um 22,5% und die Bruchdehnung um ca. 12% unter den Werten der Referenzkonfiguration. Durch die zusätzlich höhere Material-

dichte von  $1,79 \text{ g/cm}^3$  (FAW =  $390 \text{ g/m}^2$ , FVG = 47%) fällt der  $E_s$ -Wert auf  $7,8 \text{ kJ/kg}$ , was einer ca. 50% geringeren spezifischen Energieabsorption im Vergleich zu Konfiguration 1 entspricht. Wird anstelle des Gewebes aus E-Glasfaser ein Gewebe mit HM-Aramidfaser (Konfig. 8) verwendet (FAW =  $170 \text{ g/m}^2$ , FVG = 54%), reduziert sich die Materialdichte auf  $1,31 \text{ g/cm}^3$ . Zwar sind die Steifigkeit und die Festigkeit deutlich geringer als die der Referenzkonfiguration, durch eine doppelt so hohe Bruchdehnung ergeben sich jedoch  $E_s$ -Werte von  $26,8 \text{ kJ/kg}$ . Für die Materialkonfigurationen mit LCP-Fasern (Konfig. 10) und UHMWPE-Fasern (Konfig. 11) nimmt die Steifigkeit und Festigkeit noch weiter ab, aber auch für diese Fasertypen nimmt die Bruchdehnung im Vergleich zur Referenzkonfiguration um 100% bzw. 85% zu. Dies hat zur Folge, dass sich trotz der vergleichsweise geringen Materialdichten von  $1,28 \text{ g/cm}^3$  bzw.  $1,07 \text{ g/cm}^3$  lediglich  $E_s$ -Werte von  $18,7 \text{ kJ/kg}$  für Vectran<sup>®</sup> und  $15,5 \text{ kJ/kg}$  für Dyneema<sup>®</sup> einstellen.

#### 3.4.2.5 Einfluss der Faserarchitektur

Die Untersuchung von flachgedrückten Geflechschlauchproben (Konfig. 6 und 9) resultierte nicht in einer Erhöhung der Bruchdehnung aufgrund einer globalen Einschnürung unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung. Im Gegenteil, die Proben zeigten ein äußerst frühes Versagen im Anschluss an den elastischen Bereich, was sich in einer deutlich geringeren spezifischen Energieabsorption von  $0,7 \text{ kJ/kg}$  bzw.  $5,9 \text{ kJ/kg}$  widerspiegelt. Obwohl die Konfiguration 8 aus HM-Aramidfaser ein äußerst hohes Potenzial für den Anwendungsfall der Energieabsorption unter Zugbelastung aufgrund einer Probeneinschnürung über die gesamte freie Länge zeigt, führte ein Wechsel von diskontinuierlichen zu kontinuierlichen Faserrovings zu keiner Verbesserung des grundlegenden Kraft-Deformations-Verhaltens. Die Konfigurationen aus flachgedrückten Geflechschläuchen weisen lediglich eine höhere Steifigkeit im Vergleich zu den konventionellen Probekörpern der gleichen Materialkonfiguration auf. Pickett und Fouinneteau [108] untersuchten das mechanische Verhalten von flachgedrückten Geflechschlauchproben aus CF/EP. Im Fokus der Untersuchung stand unter anderem ebenfalls das Energieabsorptionsvermögen unter Zugbelastung. Ein Vergleich der spezifischen Energieabsorption der Geflechschlauchproben mit der von Proben aus einer Aluminiumlegierung AW 6014-T6 zeigt, dass trotz einer 20% geringeren Festigkeit die Geflechschlauchproben mit  $9,2 \text{ kJ/kg}$  eine rund doppelt so hohe spezifische Energieabsorption als die Aluminiumproben mit  $4,2 \text{ kJ/kg}$  aufweisen. Dies ist unter anderem auf die deutlich höhere Bruchdehnung aufgrund der globalen Ein-

schnürung über die gesamte Probenlänge im Vergleich zur lokalen Einschnürung der Aluminiumlegierung zurückzuführen. Die globale Einschnürung und eine maximal übertragbare Zugspannung von ca. 160 MPa der in [108] getesteten Geflechschlauchproben sind ein Indikator für eine deutlich schlechtere Faser-Matrix-Anhaftung im Vergleich zu den hier untersuchten CF/EP Geflechschlauchproben (Konfig. 6).

### 3.4.3 Einfluss von Lastrate und Temperatur

Der Einfluss der Lastrate wurde analog zur den bereits gezeigten dynamischen Materialprüfungen ebenfalls an einer servohydraulischen Hochgeschwindigkeitsprüfmaschine vom Typ Zwick HTM 5020 mit einer 50 kN Kraftmessdose untersucht. Es wurden jeweils drei Probekörper mit einer Geschwindigkeit von 3 m/s und 12 m/s bei RT getestet, was für den gewählten Auswertebereich in mittleren Dehnraten von  $20 \text{ s}^{-1}$  und  $80 \text{ s}^{-1}$  resultiert. Die Geflechschlauchproben (Konfig. 6 und 9) wurden aufgrund des geringen plastischen Deformationsvermögens nicht unter kurzzeitdynamischer Zugbelastung geprüft.

Da Energieabsorber unter realen Einsatzbedingungen vergleichsweise hohen Lastraten ausgesetzt sind, stellen die Ergebnisse der kurzzeitdynamischen Materialprüfung die Basis für die Bewertung des entsprechenden Absorberkonzepts dar. Grundsätzlich konnte gezeigt werden, dass nicht nur die spezifische Energieabsorption, sondern auch die mechanischen Eigenschaften eine starke Dehnratenabhängigkeit aufweisen. Ein Teil der untersuchten FKV neigen mit steigender Lastrate bedingt durch Trägheitseffekte zur Versprödung, wobei die Steifigkeit und die Festigkeit einen positiven Trend mit zunehmender Dehnraten zeigen. In dieser Studie zeigt vor allem die spezifische Energieabsorption, die ein Produkt aus den eben genannten mechanischen Kennwerten darstellt, eine beachtliche Dehnratenabhängigkeit. Die größte Abnahme im  $E_s$ -Wert von 47% im Vergleich zur quasi-statischen Prüfung zeigt Konfiguration 8 (AF/EP). Die größte Zunahme der spezifischen Energieabsorption mit 33% zeigt Konfiguration 7 (GF/EP). Trotz der vergleichsweise hohen Zunahme der spezifischen Energieabsorption weist Konfiguration 7 mit 10,4 kJ/kg den niedrigsten  $E_s$ -Wert der untersuchten Materialkonfigurationen auf.

Aufgrund der geringen spezifischen Energieabsorption von ca. 10-20 kJ/kg im Vergleich zu den bereits untersuchten metallischen Werkstoffen (Abschnitt 3.2) und Polymerwerkstoffen (Abschnitt 3.3) wurde der Einfluss der Temperatur auf das Span-

nungs-Dehnungs-Verhalten der gewebeverstärkten FKV an dieser Stelle nicht explizit untersucht. Da die plastische Deformation für den hier gezeigten Energieabsorptionsmechanismus primär von den Matriceigenschaften bestimmt wird und sich eine niedrige bzw. hohe Temperatur, wie in Abschnitt 3.3 gezeigt, wie eine hohe bzw. niedrige Lastrate auf die mechanischen Eigenschaften von Polymerwerkstoffen auswirkt, stellt ein Wert von 0,80 eine realistische Annahme für den Temperatureinfluss dar. Die versuchstechnisch ermittelten charakteristischen Kennwerte der gewebeverstärkten FKV unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung sind in Tabelle 3.7 zusammengefasst und beziehen sich auf die jeweils erreichte Bruchdehnung.

Tabelle 3.7: Charakteristische Kennwerte der untersuchten FKV

Material	E [GPa]	$\sigma_m$ [kN]	$e_G$ [-]	$e_L$ [-]	$e_{\Delta L}$ [-]	$e_{R,3m/s}$ [-]	$e_{T,-20^\circ C}$ [-]	$e_{T,60^\circ C}$ [-]	$E_s$ [kJ/kg]
<b>Kohlenstofffaser</b>									
1 CF-EP-L-200 (Ref.)	11,3	163	0,14	0,71	0,70	1,15	-	-	16,3
2 CF-EP-L-93	10,5	154	0,16	0,61	0,55	0,85	-	-	20,0
3 CF-EP-K-200	11,9	150	0,10	0,67	0,74	1,26	-	-	10,7
4 CF-EPT-L-200	11,7	182	0,15	0,76	0,71	1,11	-	-	19,8
5 CF-PEEK-L-200	14,3	193	0,15	0,72	0,72	0,74	-	-	18,4
<b>Glasfaser</b>									
7 GF-EP-L-390	9,7	117	0,12	0,66	0,70	1,33	-	-	7,8
<b>Aramidfaser</b>									
8 AF-EP-L-170	5,3	127	0,27	0,70	0,63	0,53	-	-	26,8
<b>LCP-Faser</b>									
10 VF-EP-K-200	2,7	85	0,26	0,49	0,27	0,92	-	-	18,7
<b>UHMWPE-Faser</b>									
11 DF-EPRT-L-130	3,6	63	0,26	0,83	0,69	0,82	-	-	15,5

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass für zugbelastete FKV der limitierende Faktor für eine Energieabsorption die Bruchdehnung aufgrund fehlender werkstofflicher Duktilität, vor allem unter kurzzeitdynamischer Belastung, darstellt. Mit dem hier untersuchten Konzept der Energieabsorption von gewebeverstärkten FKV unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung sind Bruchdehnungen im Bereich von 20-25% und spezifische Energieabsorptionen von 10-20 kJ/kg abhängig von der zugrunde liegenden Materialkonfiguration realisierbar. Abbildung 3.12 zeigt exemplarisch die technischen Spannungs-Dehnungs-Kurven und mechanischen Kennwerte der Konfigurationen 1,



7 und 8 in Abhängigkeit der Dehnrates. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven der verbleibenden Materialkonfigurationen können dem Anhang A2 entnommen werden.

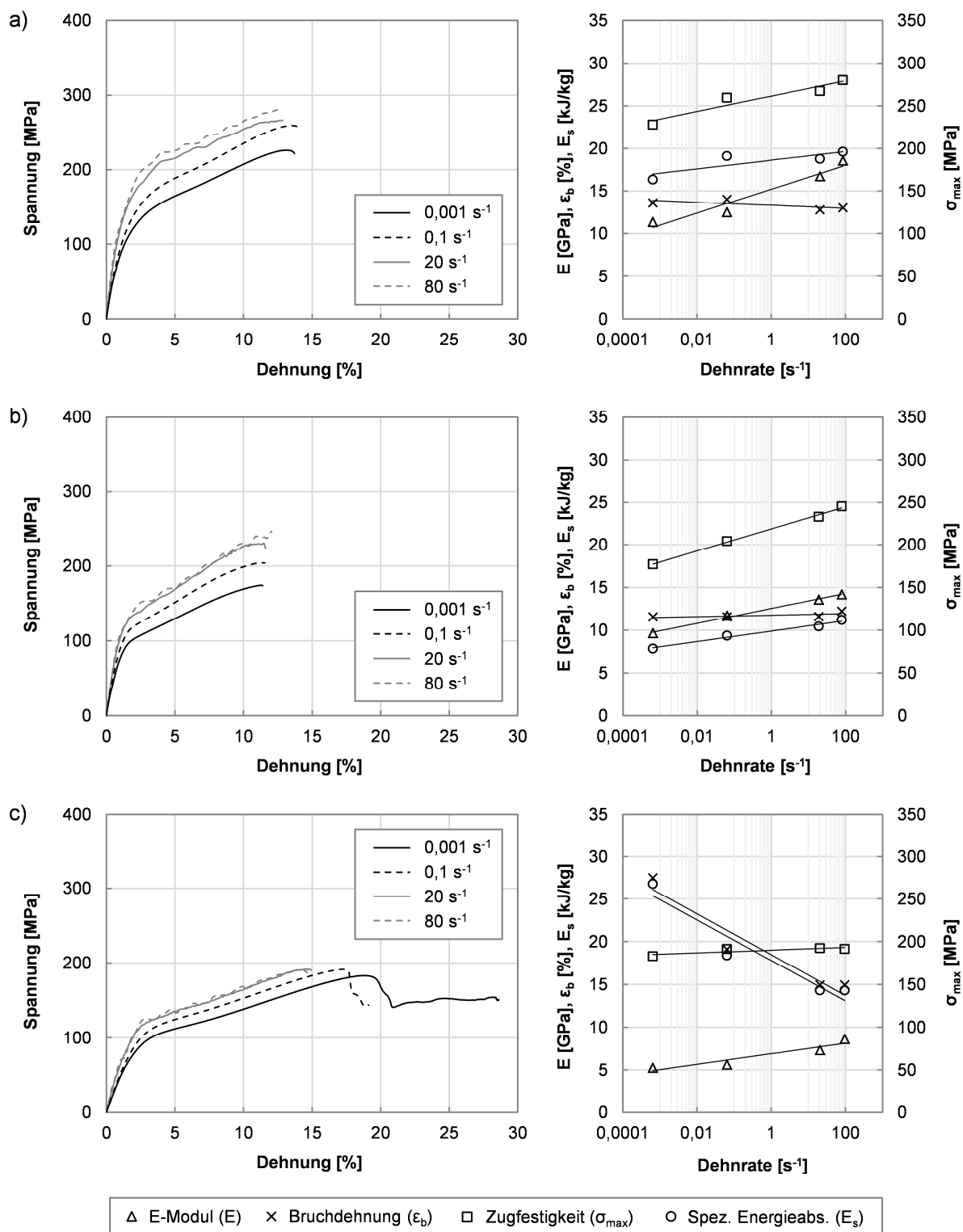


Abbildung 3.12: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme und mechanische Kennwerte von gewebeverstärkten FKV aus a) CF-EP-L-200, b) GF-EP-L-390 und c) AF-EP-L-170 unter ±45°-Zugbelastung in Abhängigkeit der Dehnrates

### 3.5 Bewertung der Ergebnisse

Eine Bewertung der hier untersuchten Werkstoffe für den Anwendungsfall der Energieabsorption unter Zugbelastung erfolgt unter Verwendung der in Abschnitt 2.4 gezeigten Methode der Nutzwertanalyse. Als Bewertungskriterien dienen die versuchs-technisch ermittelten charakteristischen Kennwerte der metallischen Werkstoffe (Tabelle 3.2), der Polymerwerkstoffe (Tabelle 3.4) sowie der Verbundwerkstoffe (Tabelle 3.7). Da über die Temperaturabhängigkeit aufgrund einer fehlenden übergreifenden Datenbasis nur vereinzelt qualitative Aussagen anhand von Literaturdaten gemacht werden können, wurde der Temperatureinfluss  $e_T$  nicht in die Bewertung miteinbezogen. Bedingt durch die inhärente Leichtbauanforderung wurde dem Bewertungskriterium Gewicht, das sich direkt aus der spezifischen Energieabsorption ergibt, die höchste Gewichtung zugewiesen. An zweiter Stelle steht die Robustheit des Energieabsorptionsvermögens, ausgedrückt durch einen geringen Lastrateneinfluss. Die funktionalen Bewertungskriterien, wie beispielsweise ein hoher Ausnutzungsgrad von Absorptionslänge und Last, eine hohe Steifigkeit bzw. E-Modul sowie eine geringe Lastschwankung, besitzen eine geringere Gewichtung. Abbildung 3.13 zeigt die relative Gewichtung der Kriterien sowie das Ergebnis der Nutzwertanalyse.

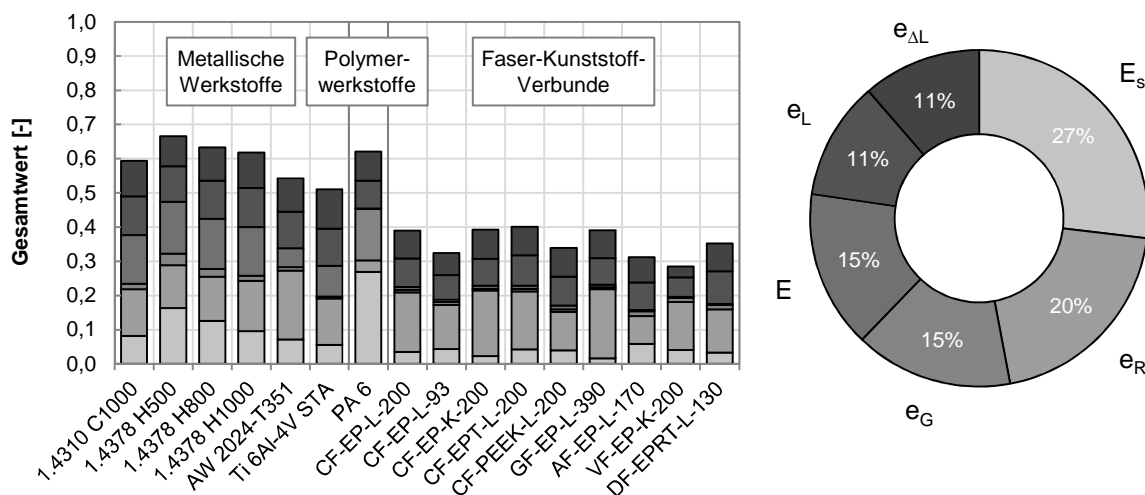


Abbildung 3.13: Gewichtete Bewertungskriterien und Gesamtwert der untersuchten Werkstoffe für eine Energieabsorption unter Zugbelastung

Mit einem Gesamtwert von 0,67 erreicht der TWIP Stahl 1.4378 H500 den höchsten Rang, gefolgt von der kaltverfestigten Variante 1.4378 H800 ( $GW = 0,63$ ) und dem thermoplastischen Kunststoff PA 6 ( $GW = 0,62$ ), dessen Platzierung primär auf der vergleichsweise hohen spezifischen Energieabsorption von ca. 125 kJ/kg unter qua-

si-statischer Belastung basiert. Aufgrund der Versprödung unter kurzzeitdynamischer Belastung und der damit verbundenen Abnahme des Energieabsorptionsvermögens (Lastrateeinfluss  $e_R = 0,22$ ), besitzt PA 6 als Absorbermaterial die geringste Robustheit. Die gewebeverstärkten FKV unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung nehmen, bedingt durch die geringe spezifische Energieabsorption von ca. 10-25 kJ/kg und die geringe effektive Geometrieausnutzung mit Bruchdehnungen von 20-25%, ausnahmslos die letzten Ränge (8-16) ein und eignen sich folglich nur bedingt für eine Energieabsorption unter Zugbelastung. Abbildung 3.14 stellt für das jeweils beste Material der untersuchten Werkstoffklassen die erreichbare Größenordnung der charakteristischen Absorberkennwerte vergleichend gegenüber.

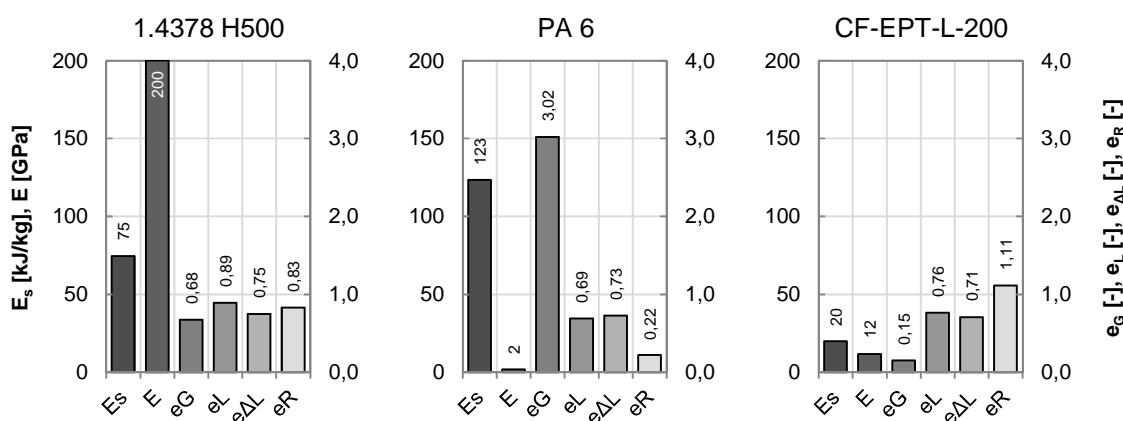


Abbildung 3.14: Charakteristische Kennwerte von TWIP Stahl 1.4378 H500 (Rang 1), PA 6 (Rang 3) und gewebeverstärktem CFK (Rang 8)

In diesem Kapitel konnte gezeigt werden, inwieweit sich typische Leichtbauwerkstoffe für eine Energieabsorption unter Zugbelastung eignen. Dabei liegen die Vorteile dieses Energieabsorptionskonzepts im hohen Leichtbaupotenzial, da für ein entsprechendes Absorberelement neben dem eigentlichen Material für die plastische Deformation lediglich Bereiche für die Krafteinleitung erforderlich sind, was zudem in einer einfachen und somit kostengünstigen konstruktiven Lösung resultiert. Hauptnachteil ist, neben der grundsätzlichen Abhängigkeit der Absorbercharakteristik vom mechanischen Verhalten des betrachteten Werkstoffs, vor allem der beschränkte Absorptionsweg, der sich aus der materialspezifischen Bruchdehnung ergibt. Außerdem sind die bestehende Gefahr des Integritätsverlusts bei Überdehnung, die fehlende Einstellbarkeit der Absorbercharakteristik sowie die generelle Toleranzproblematik, die bei einer fertigungsbedingten Geometrieabweichung im Bereich der plastischen Deformation zu einer ungewollt frühen Lokalisierung führt, zu nennen.

## 4 Energieabsorption unter Zugbelastung auf Strukturebene

Anders als auf Materialebene gibt es auf Strukturebene eine Vielzahl von Mechanismen und Möglichkeiten, kinetische Energie unter äußerer Zugbelastung umzuwandeln. Dabei unterteilt sich die Strukturebene entsprechend der Kategorisierung aus Abschnitt 2.1 in eine Gruppe unter globaler Zugbelastung und eine, deren globale Zugbelastung über konstruktive Maßnahmen in eine lokale Druckbelastung überführt wird, die Gruppe der klassischen Druckabsorber.

Im folgenden Kapitel sollen ausgewählte Konzepte für eine Energieabsorption unter Zugbelastung untersucht werden, um im Anschluss anhand der ermittelten charakteristischen Kennwerte diese in einer übergreifenden Nutzwertanalyse unter den Gesichtspunkten Funktion, Leichtbau- und Integrationspotenzial sowie Robustheit zu bewerten. Wie bereits in Abschnitt 2.1 erwähnt, werden die klassischen Druckabsorber bei fehlender Integrationsmöglichkeit in die betrachtete Flugzeugrumpfstruktur aus Gewichtsgründen nicht miteinbezogen.

### 4.1 Strukturen unter globaler Zugbelastung

#### 4.1.1 Garnschlaufen-Konzept

Das Garnschlaufen-Konzept basiert auf der Längung von faserähnlichen Strukturen und der damit verbundenen plastischen Deformation unter Zugbelastung. Wie bereits in Abschnitt 3.3 gezeigt, weisen thermoplastische Kunststoffe unter quasi-statischer Zugbelastung aufgrund der hohen Bruchdehnung eine vergleichsweise hohe Energieaufnahme auf. Diese nimmt jedoch mit zunehmender Lastrate, aufgrund der Zeitabhängigkeit der vorherrschenden Verformungsmechanismen durch Ausrichtung und Streckung der Molekülketten in Belastungsrichtung, stark ab [97]. Hierfür kann neben der Vororientierung der Molekülketten in Richtung der Belastung auch ein durch die Fasergeometrie bedingter Größeneffekt eine mögliche Abhilfe darstellen [109].

Anhand von gewickelten Garnschlaufen aus vororientierten, unverstreckten Kunststoffgarnen (partially oriented yarn, POY) soll die Eignung von thermoplastischen Kunststoffen für den Anwendungsfall der Energieabsorption unter Zugbelastung auf Strukturseite experimentell untersucht werden. Das zugrunde liegende Absorberkonzept ist in Abbildung 4.1 schematisch dargestellt.

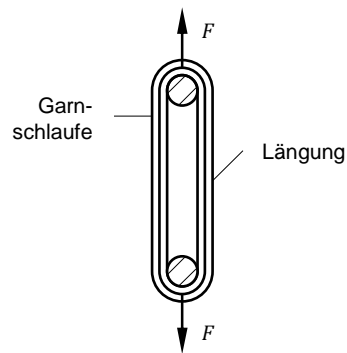


Abbildung 4.1: Energieabsorption durch Längung vororientierter Kunststoffgarne

Spierings et al. [110] untersuchten dieses Energieabsorptionskonzept für persönliche Schutzausrüstungen (PSA) an vier verschiedenen vorverstreckten Garntypen aus Polyester (PES), wobei diese sich jeweils in ihrem Mischungsverhältnis aus Polyethylenterephthalat (PET) und Polybutylenterephthalat (PBT) unterschieden. Die Digitalisierung der veröffentlichten Kraft-Dehnungs-Kurven aus quasi-statischen und dynamischen Zugversuchen an entsprechenden Garnschleifen ergaben gemittelte  $E_s$ -Werte von 144 kJ/kg ( $0,03 \text{ s}^{-1}$ , quasi-statisch) und 110 kJ/kg ( $9 \text{ s}^{-1}$ , dynamisch), wobei die vergleichsweise geringe Abnahme der Bruchdehnung mit steigender Last-rate die größte Bedeutung für den betrachteten Anwendungsfall hat.

Die in dieser Arbeit durchgeführte experimentelle Studie zur Charakterisierung des Energieabsorberkonzepts erfolgte an vororientierten, unverstreckten Garnen aus teilkristallinen PET-Filamenten der Fa. PHP Fibers GmbH. Diese Garne stellen ein Vorprodukt der mittels Schmelze-Spinnprozess hergestellten PES-Garne (Markenname Diolen<sup>®</sup>) dar, deren finaler Fertigungsschritt der Verstreckung zur Steigerung der mechanischen Eigenschaften nicht durchgeführt wurde. Abbildung 4.2 zeigt die geometrischen Zusammenhänge zwischen Einzelfilament, Garn und gewickelter Schleife.

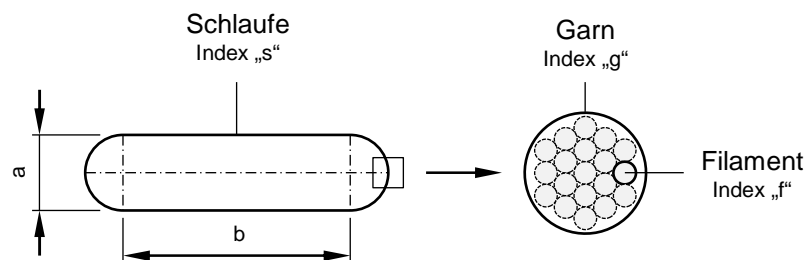


Abbildung 4.2: Geometrische Zusammenhänge zwischen Einzelfilament, Garn und gewickelter Garnschleife

Hierbei kann der Filamentdurchmesser  $d_f$  aus der Garnfeinheit  $T$ , der Anzahl der Filamente pro Garn  $n_f$  sowie der Materialdichte  $\rho$  wie folgt bestimmt werden:

$$d_f = \sqrt{\frac{4 \cdot T}{\pi \cdot \rho \cdot n_f}} \quad (4.1)$$

Unter der Annahme eines kreisförmigen Filamentquerschnitts  $S_f$  ergibt sich die Querschnittsfläche eines Einzelgarns  $S_g$  zu

$$S_g = n_f \cdot S_f = n_f \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_f^2 = \frac{T}{\rho}. \quad (4.2)$$

Die technische Spannung pro Einzelgarn  $\sigma_g$  lässt sich aus der gemessenen Kraft  $F$  pro Gesamtquerschnitt der gewickelten Schlaufen mit der Wicklungszahl  $n_s$  nach Gleichung (4.3) bestimmen. Des Weiteren ergibt sich die technische Garndehnung  $\varepsilon_g$  aus der gemessenen Längenänderung pro halbe Schlaufenlänge  $l_s$  nach Gleichung (4.4). Diese Dehnungsbestimmung gilt jedoch nur für den Fall, dass sich die Garnschlaufen auch im Bereich der Krafteinleitung bis zum Bruch verstrecken lassen. Anderenfalls muss die Gesamtlänge  $l_s$  entsprechend angepasst werden.

$$\sigma_g = \frac{F}{S_s} = \frac{F}{2 \cdot n_s \cdot S_g} \quad (4.3)$$

$$\varepsilon_g = \frac{\Delta l}{l_s} = \frac{2 \cdot \Delta l}{(\pi \cdot a + 2 \cdot b)} \quad (4.4)$$

Die Masse  $m_{abs}$  der gewickelten Schlaufen zur Berechnung der spezifischen Energieabsorption auf Materialebene ergibt sich aus Gleichung (4.5).

$$m_{abs} = n_s \cdot m_s = n_s \cdot T \cdot l_s \quad (4.5)$$

In Abbildung 4.3 ist die Spannungs-Dehnungs-Charakteristik eines thermoplastischen Kunststoffgarns mit den in dieser Studie relevanten charakteristischen Kenngrößen des Absorberkonzepts schematisch dargestellt. Dabei können in der Auslegung eines entsprechenden Energieabsorbers verschiedene Ansätze verfolgt werden. Ein Ansatz nutzt das Garnmaterial bis zum Ende des Plateaubereichs  $\varepsilon_p$  aus, mit dem Vorteil, dass sich bis auf die anfängliche Streckspannung  $\sigma_y$  ein nahezu ideales Absorberverhalten mit hohem effektiven Lastausnutzungsgrad  $e_L$  einstellt

( $E_{s,min}$ ). Ein anderer Ansatz verfolgt weniger eine ideale Absorbercharakteristik, als vielmehr eine maximale Energieaufnahme durch ein vollständiges Verstrecken der Garnschlaufen bis zum Bruch ( $E_{s,max}$ ), mit dem Nachteil, dass die umgebende Struktur für  $\sigma_{max}$  ausgelegt sein muss.

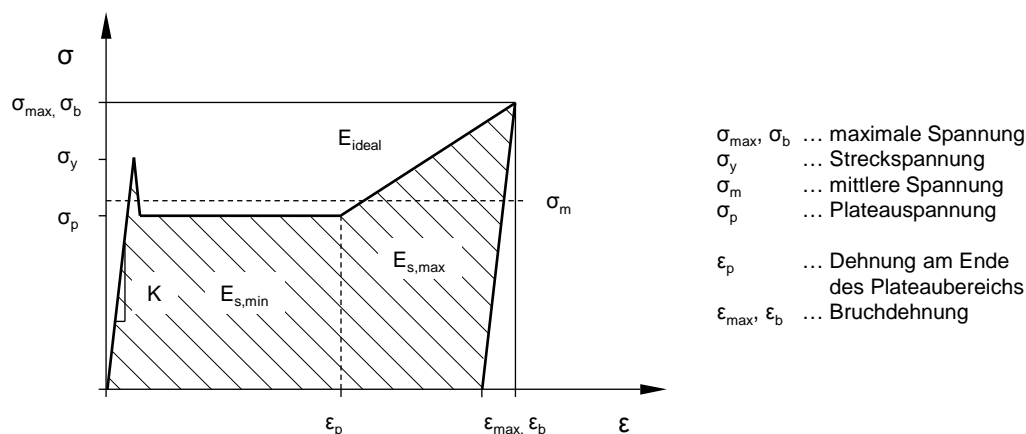


Abbildung 4.3: Schematische Spannungs-Dehnungs-Charakteristik thermoplastischer Kunststoffgarne

Neben der generellen Wahl des verwendeten Kunststoffes sind vor allem die Parameter Wicklungszahl  $n_s$  und Schlaufenlänge  $l_s$  sowie fertigungsbedingte Parameter, die einen Einfluss auf die grundsätzliche Gefügestruktur des Kunststoffes haben (Feinheit  $T$  bzw. Filamentdurchmesser  $d_f$ , Kristallisationsgrad, Grad der Vororientierung der Molekülketten), mögliche Stellgrößen für das betrachtete Energieabsorptionskonzept. Der Einfluss dieser Parameter soll vor dem Hintergrund der Vorauslegung eines entsprechenden Energieabsorbers im Folgenden experimentell untersucht werden.

#### 4.1.1.1 Einfluss der Feinheit

Die vom Hersteller bereitgestellten, unverstreckten PET-Garne (Tabelle 4.1) unterscheiden sich neben ihrer Filamentanzahl  $n_f$  vor allem in ihrer Feinheit  $T$ . Diese wird durch herstellungstechnische Prozessparameter, wie Abzugsgeschwindigkeit und Düsenquerschnitt, bestimmt. Um den Einfluss der Garnfeinheit auf das Energieabsorptionsvermögen zu untersuchen, wurden Schlaufen vergleichbarer Filamentanzahl gewickelt. Die Herstellung sämtlicher Schlaufen erfolgte durch gleichmäßiges Wickeln und anschließendes Verknoten der Garnenden, wobei der Knoten durch einen Tropfen schnellaushärtenden Flüssigklebstoffs gesichert wurde.

Tabelle 4.1: Materialspezifikation der vororientierten PET-Garne (Diolen<sup>®</sup>)

Material	$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	$T_g$ [°C]	$T_s$ [°C]	$T$ [dtex]	$n_f$ [-]	$d_f$ [μm]
Diolen <sup>®</sup> (unverstreckte, vororientierte PET-Garne)	1,38 <sup>1</sup>	75 <sup>1</sup>	255 <sup>1</sup>	900	48	41,6
				1100	48	46,0
				2600	105	47,8
				5600	210	49,6
				5700	210	50,0

<sup>1)</sup> aus [93]

In einer quasi-statischen Testreihe an einer Universalprüfmaschine vom Typ Zwick Z10 mit 1 kN Kraftmessdose wurden je drei Garnschlaufen mit einer Länge von 200 mm ( $a = 16$  mm,  $b = 75$  mm) unter Normklima mit einer Prüfgeschwindigkeit von 100 mm/min ( $0,02$  s<sup>-1</sup>) charakterisiert. Aufgrund der unterschiedlichen Filamentanzahl der Einzelgarne ergeben sich unterschiedliche Wicklungszahlen, um eine vergleichbare Gesamtfilamentanzahl von 1920 bzw. 2100 zu erhalten. Abbildung 4.4 zeigt eine gewickelte Garnschleife bestehend aus 10 Wicklungen (20 parallele Garne) im unverstreckten und verstreckten Zustand.

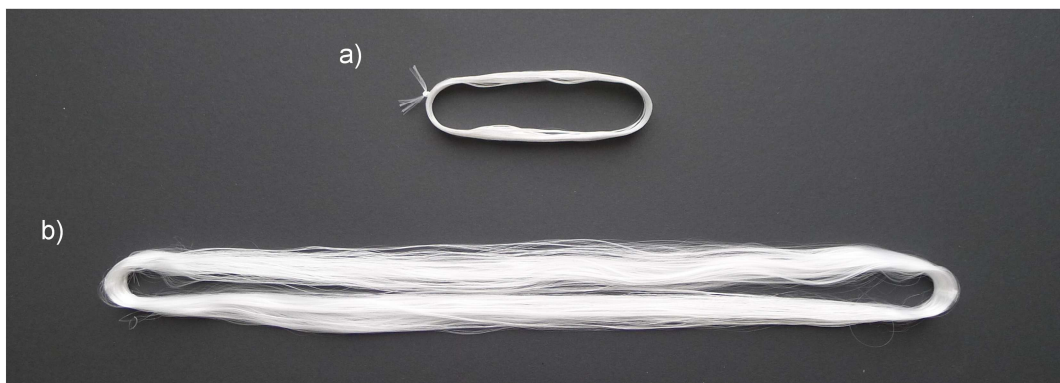


Abbildung 4.4: Gewickelte Garnschleife ( $n_s = 10$ ) aus Diolen<sup>®</sup> 2600 dtex a) vor und b) nach dem quasi-statischen Verstrecken

In Abbildung 4.5 sind die Spannungs-Dehnungs-Kurven der getesteten PET-Garnschlaufen in Abhängigkeit der jeweiligen Feinheit zusammengefasst. Sämtliche Garne zeigen ein für teilkristalline Thermoplaste typisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten mit anfänglicher Spannungsüberhöhung (Streckspannung). Im sich anschließenden Bereich mit konstantem Spannungsverlauf kommt es zum Abspulen der Molekülketten aus den kristallinen Bereichen des sphärolithischen Gefüges (Plateauspannung), wobei die Orientierung der Molekülketten stark zunimmt. Sobald diese vollständig orientiert sind, führt ein weiteres Verstrecken zur Verfestigung des Ma-



terials, wobei nach ersten Kettenbrüchen bei Erreichen der Bruchspannung Versagen eintritt [97]. Das Garn mit 900 dtex besitzt die höchste Vororientierung, was sich sowohl an der hohen Steifigkeit und Streckspannung als auch an der geringen Bruchdehnung zeigt (Tabelle 4.2). Garne mit höherer Feinheit besitzen eine geringere Vororientierung und erreichen folglich höhere  $E_s$ -Werte von ca. 135-150 kJ/kg.

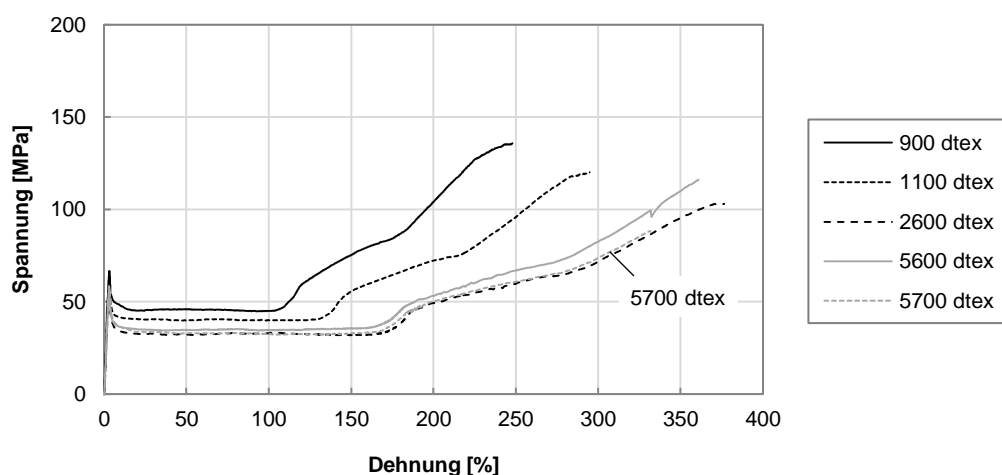


Abbildung 4.5: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme von PET-Garnschlaufen gleicher Filamentanzahl ( $0,02 \text{ s}^{-1}$ )

Tabelle 4.2: Ergebnisse aus quasi-statischer Prüferserie an gewickelten PET-Garnschlaufen vergleichbarer Filamentanzahl ( $l_s = 200 \text{ mm}$ )

Material	T [dtex]	$n_s$ [-]	E [GPa]	$\sigma_y$ [MPa]	$\sigma_p$ [MPa]	$\sigma_m$ [MPa]	$\sigma_{\max}$ [MPa]	$\epsilon_b$ [%]	$E_{s,\min}$ [kJ/kg]	$E_{s,\max}$ [kJ/kg]
	900	20	2,1	66	46	71	140	246	36,4	127,1
Diolen® (unverstreckte, vororientierte PET-Garne)	1100	20	2,0	61	41	63	122	298	38,3	136,4
	2600	10	1,7	58	34	51	101	365	41,5	135,6
	5600	5	1,8	56	35	57	118	371	42,3	152,9
	5700	5	1,6	58	33	48	91	339	40,1	117,9

#### 4.1.1.2 Einfluss der Wicklungszahl

Aufgrund der hohen spezifischen Energieabsorption bei gleichzeitig guter Wickelbarkeit des Garns wurde der Einfluss der Wicklungszahl lediglich für PET-Garnschlaufen aus 2600 dtex untersucht. Hierfür wurden jeweils drei Schlaufen mit 1, 5, 10, 20 und 50 Wicklungen quasi-statisch ( $100 \text{ mm/min}$ ) unter Normklima geprüft, woraus sich in Abhängigkeit der Wicklungszahl der in Abbildung 4.6 gezeigte, abnehmende Trend der mechanischen Kennwerte ergibt. Eine Ausnahme bildet die Bruchdehnung, die weitestgehend unbeeinflusst von der Wicklungszahl bleibt.

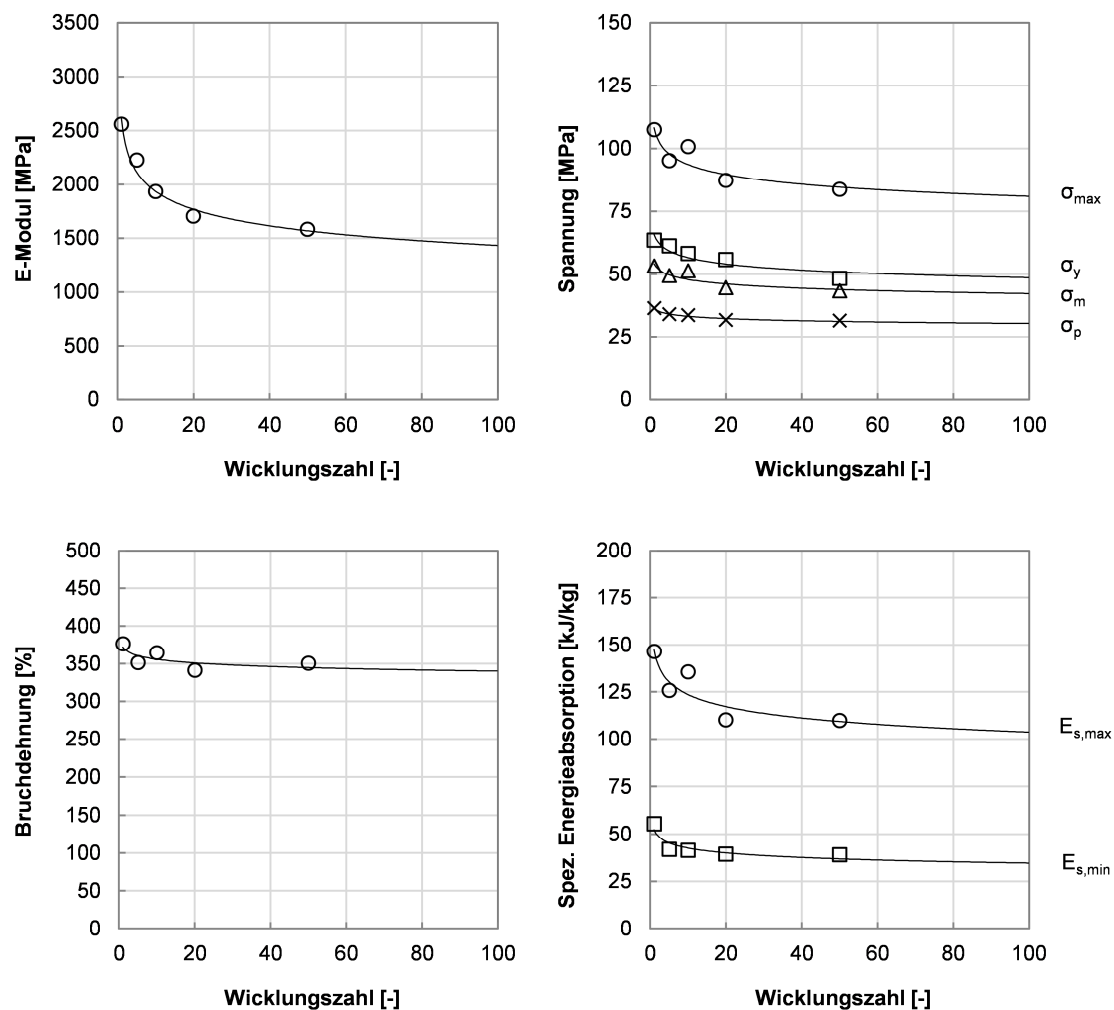


Abbildung 4.6: Abhängigkeit der mechanischen Kennwerte von der Wicklungszahl für PET-Garnschlaufen aus 2600 dtex (RT)

Dieser Trend der mechanischen Kennwerte lässt sich in Abhängigkeit der Wicklungszahl durch eine Potenzfunktion gemäß Gleichung (4.6) annähern und ist auf die geometriebedingte, abnehmende Anzahl tragender Garnschlaufen mit zunehmender Wicklungszahl zurückzuführen. Die empirisch ermittelten Parameter  $C_0$  und  $p$  sind in Tabelle 4.3 für die jeweilige Kenngröße zusammengefasst.

$$Parameter(n_s) = C_0 \cdot n_s^p \quad (4.6)$$

Tabelle 4.3: Empirische Parameter zur Beschreibung der charakteristischen Absorberkennwerte in Abhängigkeit der Wicklungszahl

Parameter	E [GPa]	$\sigma_y$ [MPa]	$\sigma_p$ [MPa]	$\sigma_m$ [MPa]	$\sigma_{\max}$ [MPa]	$\epsilon_b$ [%]	$E_{s,\min}$ [kJ/kg]	$E_{s,\max}$ [kJ/kg]
$C_0$	2,6	66	37	54	108	372	52,4	147,2
$p$	-0,13	-0,07	-0,04	-0,05	-0,06	-0,02	-0,09	-0,08

#### 4.1.1.3 Einfluss der Lastrate

Der Einfluss der Lastrate wurde ebenfalls an gewickelten Garnschlaufen vergleichbarer Filamentanzahl untersucht. Die Prüfung erfolgte unter Normklima an einer Hochgeschwindigkeitsprüfmaschine vom Typ Zwick HTM 5020 mit einer Prüfgeschwindigkeit von 3 m/s, was in einer mittleren Dehnrage von  $50 \text{ s}^{-1}$  resultiert. Aufgrund des begrenzten Verfahrensweges der Prüfmaschine von ca. 200 mm, mussten kürzere Schlaufen mit einer Länge von 120 mm Länge ( $a = 16 \text{ mm}$ ,  $b = 35 \text{ mm}$ ) gewickelt werden, da diese sonst nicht bis zum Bruch gedehnt werden konnten. Abbildung 4.7 zeigt den zeitlichen Verlauf einer Schlaufenprüfung unter kurzzeitdynamischer Lastaufbringung. Die optische Auswertung der Verschiebung wurde anhand der Aufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera durchgeführt und die gemessenen Kraftwerte wurden mittels eines CFC 100 Filters gefiltert.

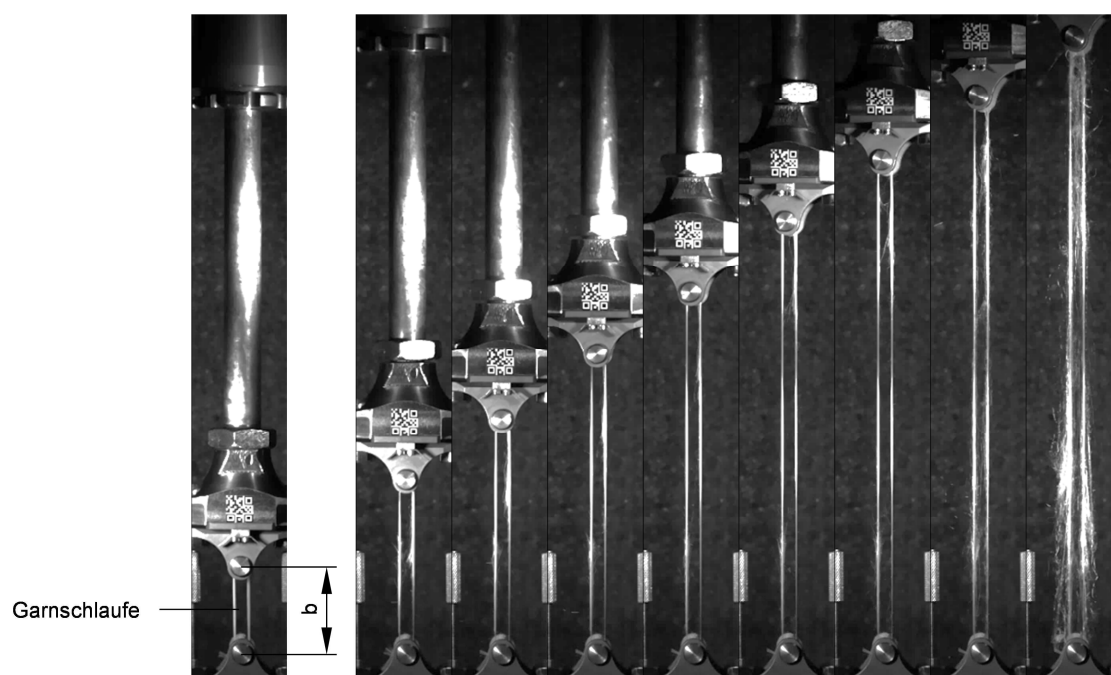


Abbildung 4.7: Zeitverlauf der kurzzeitdynamischen Versuchsreihe mit 3 m/s am Beispiel einer Garnschleife aus Diolen® 2600 dtex ( $n_s = 10$ )

Abbildung 4.8 zeigt exemplarisch für die Konfiguration mit 2600 dtex eine dynamische Spannungs-Dehnungs-Kurve einer gewickelten Garnschleife mit 10 Wicklungen und einer mittleren Prüfgeschwindigkeit von 3 m/s ( $50 \text{ s}^{-1}$ ) im Vergleich zur quasi-statischen Spannungs-Dehnungs-Kurve ( $0,02 \text{ s}^{-1}$ ). Tabelle 4.4 fasst die ermittelten Kennwerte der dynamischen Prüfserie zusammen. Das kurzzeitdynamische Verhalten der Schlaufen unterscheidet sich vom quasi-statischen Verhalten lediglich in höheren mechanischen Kennwerten für E-Modul, Streckspannung und Plateauspan-

nung, was auf das zeitabhängige mechanische Verhalten von Kunststoffen zurückzuführen ist. Es fällt jedoch auf, dass im Gegensatz zu dem in Abschnitt 3.3 untersuchten Vollmaterial aus spritzgegossenen thermoplastischen PA 6 die Bruchdehnung keine Abhängigkeit von der Lastrate aufweist. Außerdem zeigen die Garnschlaufen unter dynamischer Belastung keine Verfestigung am Ende des Plateaubereichs, was sich nicht nur auf die  $E_{s,min}$ -Werte, sondern auch auf die grundlegende Absorbercharakteristik positiv auswirkt. Eine mögliche Erklärung für den ausbleibenden Spannungsanstieg am Ende des Plateaubereichs ist der lastratenbedingt hohe Temperatureintrag, welcher eine Entfestigung der Kettenmoleküle zur Folge hat. Diese hält sich mit der materiellen Verfestigung bei vollständiger Ausrichtung der Molekülketten bis zum Erreichen der Bruchdehnung im Gleichgewicht.

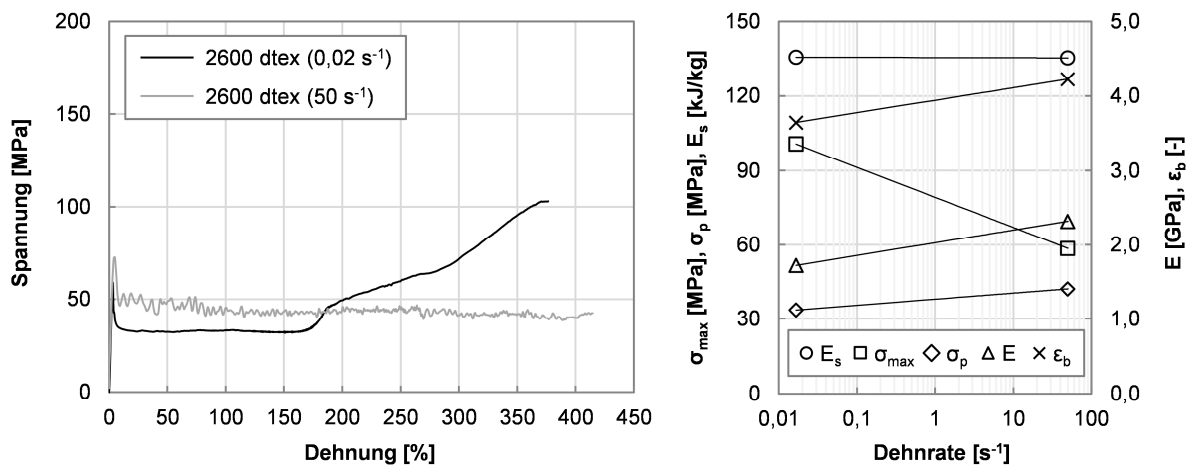


Abbildung 4.8: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme von PET-Garnschlaufen gleicher Filamentanzahl (2600 dtex) in Abhängigkeit der Lastrate

Tabelle 4.4: Ergebnisse aus kurzzeitdynamischer Prüfserie mit 3 m/s ( $50 \text{ s}^{-1}$ ) an gewickelten PET-Garnschlaufen vergleichbarer Filamentanzahl ( $l_s = 120 \text{ mm}$ )

Material	T [dtex]	$n_s$ [-]	E [GPa]	$\sigma_y$ [MPa]	$\sigma_p$ [MPa]	$\sigma_m$ [MPa]	$\sigma_b$ [MPa]	$\epsilon_b$ [%]	$E_{s,min}$ [kJ/kg]	$E_{s,max}$ [kJ/kg]
	900	20	2,5	92	56	61	-	252	100,2	112,3
<b>Diolen®</b> (unverstreckte, vororientierte PET-Garne)	1100	20	2,4	90	56	59	-	310	103,2	133,2
	2600	10	2,3	79	42	44	-	423	128,2	135,4
	5600	5	2,7	81	52	54	-	403	136,1	156,3
	5700	5	2,4	83	45	47	-	417	122,6	141,3

## 4.1.1.4 Einfluss der Temperatur

Um den Einfluss der Temperatur unabhängig vom Einfluss der Lastrate zu untersuchen, wurden gewickelte Garnschlaufen bestehend aus 2600 dtex mit 10 Wicklungen unter quasi-statischer Lastaufbringung mit 100 mm/min ( $0,02 \text{ s}^{-1}$ ) untersucht. Aufgrund des begrenzten Traversenweges innerhalb der Klimakammer musste die Schlaufenlänge erneut von 200 mm auf 120 mm reduziert werden. Der Einfluss der Prüftemperatur auf das sich einstellende Spannungs-Dehnungs-Verhalten ist anhand der mechanischen Kennwerte in Abbildung 4.9 zusammengefasst. Eine erhöhte Temperatur zeigt einen starken Einfluss auf den E-Modul sowie die ertragbare Spannung. Jedoch weist die Bruchdehnung keine Abhängigkeit von der Prüftemperatur im gewählten Temperaturbereich von  $-20 \text{ °C}$  bis  $60 \text{ °C}$  auf, welcher mögliche Einsatztemperaturen im unteren Flugzeugrumpfbereich abbilden soll.

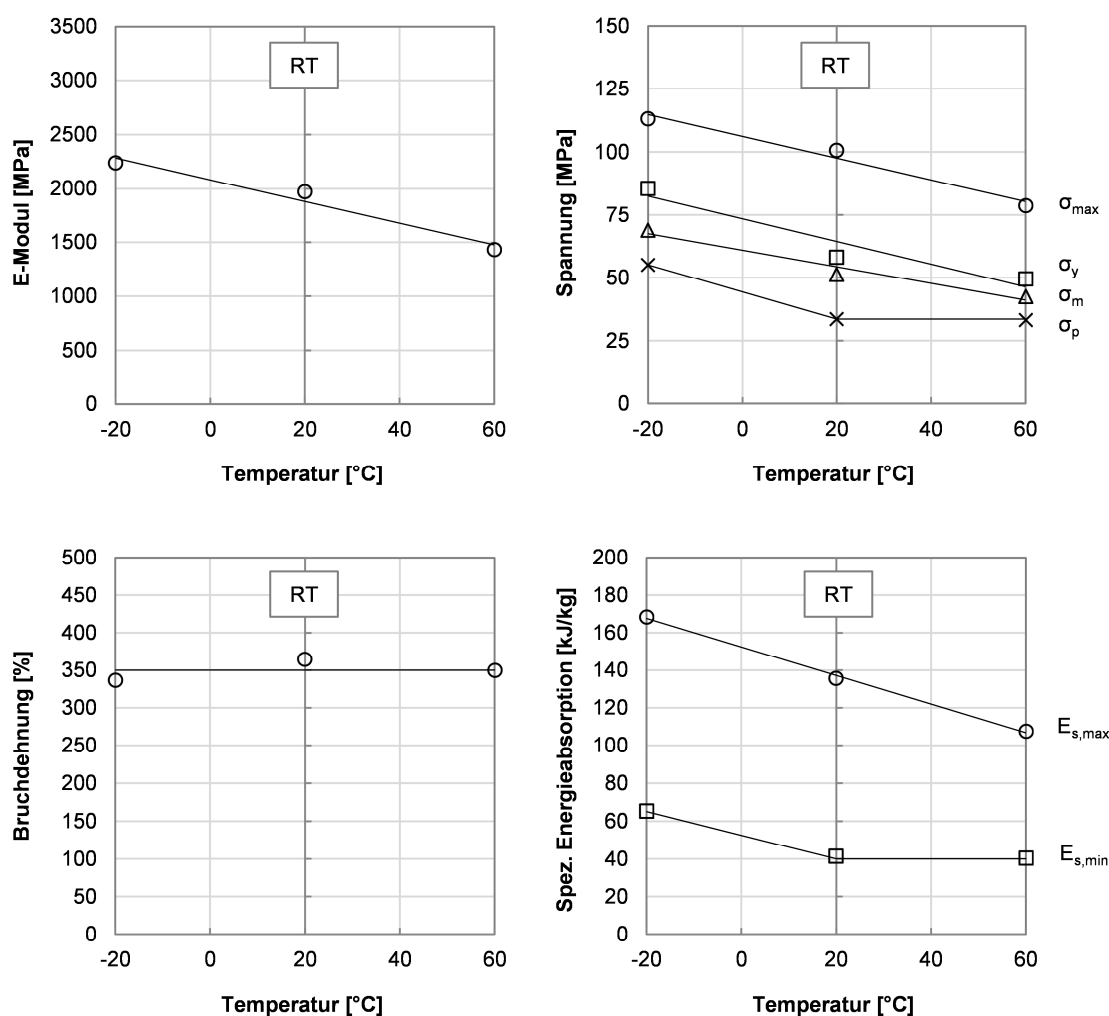


Abbildung 4.9: Abhängigkeit der mechanischen Kennwerte von der Temperatur für PET-Garnschlaufen aus 2600 dtex ( $n_s = 10$ )

Im Gegensatz zu den Versuchen unter Lastrateneinfluss zeigen die Garnschlaufen im Anschluss an den Plateaubereich eine Verfestigung gemäß der quasi-statischen Versuchsreihe, was den grundlegenden Trend des mechanischen Verhaltens von Thermoplasten unter Temperatur bzw. Lastrateneinfluss bestätigt [97].

#### 4.1.1.5 Zusammenfassung und Bewertung

Das hier untersuchte Garnschlaufen-Konzept stellt ein vergleichsweise einfaches Absorberkonzept dar. Aufgrund fehlender Integrationsmöglichkeiten in die betrachtete Flugzeugrumpfstruktur müssen neben der eigentlichen Absorbermasse lediglich Zusatzmassen für die Krafteinleitung vorgesehen werden. Trotz der grundsätzlich hohen Medien- und Witterungsbeständigkeit von PET [93] muss zum Schutz der thermoplastischen Kunststoffgarne vor äußeren Einflüssen die Masse für eine entsprechende Kapselung in die Massenbilanz miteinbezogen werden. Dies hat eine Reduktion der spezifischen Energieabsorption auf Absorberebene zur Folge. Bei den in Tabelle 4.5 angegebenen  $E_s$ -Werten handelt es sich um Werte auf Materialebene, welche aus Gründen der Vergleichbarkeit mit anderen Konzepten besagte Zusatzmassen nicht beinhaltet.

Tabelle 4.5: Charakteristische Kennwerte des untersuchten Absorberkonzepts aus gewickelten unverstreckten PET-Garnschlaufen

Material	Konfig.	E [GPa]	$\sigma_m$ [MPa]	$e_G$ [-]	$e_L$ [-]	$e_{\Delta L}$ [-]	$e_{R,3m/s}$ [-]	$e_{T,-20^\circ C}$ [-]	$e_{T,60^\circ C}$ [-]	$E_{s,max}$ [kJ/kg]
<b>Diolen</b> <sup>®</sup> 900 dtex	q-s	2,1	71	2,46	0,51	0,34	0,88	1,24 <sup>1</sup>	0,79 <sup>1</sup>	127,1
	dyn.	2,5	61	2,52	0,77	0,81	-	-	-	112,3
<b>Diolen</b> <sup>®</sup> 1100 dtex	q-s	2,0	63	2,98	0,52	0,35	0,98	1,24 <sup>1</sup>	0,79 <sup>1</sup>	136,4
	dyn.	2,4	59	3,10	0,84	0,88	-	-	-	133,2
<b>Diolen</b> <sup>®</sup> 2600 dtex	q-s (RT)	1,7	51	3,65	0,51	0,35	1,00	1,24	0,79	135,6
	q-s (-20 °C)	2,2	69	3,36	0,61	0,58	-	-	-	168,3
	q-s (60 °C)	1,4	42	3,50	0,54	0,46	-	-	-	107,6
	dyn.	2,3	44	4,23	0,76	0,81	-	-	-	135,4
<b>Diolen</b> <sup>®</sup> 5600 dtex	q-s	1,8	57	3,71	0,48	0,27	1,02	1,24 <sup>1</sup>	0,79 <sup>1</sup>	152,9
	dyn.	2,6	54	4,03	0,83	0,88	-	-	-	156,3
<b>Diolen</b> <sup>®</sup> 5700 dtex	q-s	1,6	48	3,39	0,53	0,40	1,20	1,24 <sup>1</sup>	0,79 <sup>1</sup>	117,9
	dyn.	2,4	47	4,17	0,83	0,88	-	-	-	141,3

<sup>1)</sup> von Konfiguration 2600 dtex übernommen

Eine Auslegung bis zum Ende des Plateaubereichs (erster Ansatz) ist nur bedingt zweckmäßig, da unter kurzzeitdynamischer Belastung die hier untersuchten unverstreckten PET-Garne keine Unterscheidung zwischen Plateaubereich und verfestigendem Bereich zulassen, weshalb auf die Angabe von  $E_{s,min}$  und Plateauspannung  $\sigma_p$  an dieser Stelle verzichtet wird. Aus Tabelle 4.5 wird ersichtlich, dass die Konfiguration mit geringster Feinheit (900 dtex) prozessbedingt die höchste Vororientierung der untersuchten Garne aufweist. Dies zeigt sich an der geringsten effektiven Geometrieausnutzung von ca. 2,50 sowie an der höchsten Steifigkeit von 2,1 GPa. Die bevorzugte Konfiguration ist das PET-Garn mit 2600 dtex, da es einen Kompromiss aus Herstellungsaspekten, wie z. B. Wickelbarkeit, und charakteristischen Absorberkennwerten, wie z. B. spezifische Energieabsorption und effektive Geometrieausnutzung darstellt. Sämtliche Garne zeigen unter quasi-statischer Belastung eine effektive Lastausnutzung von ca. 0,50, die sich unter kurzzeitdynamischer Belastung bedingt durch die ausbleibende Verfestigung vor dem Erreichen der Bruchdehnung auf ca. 0,80 erhöht. Aufgrund der äußerst hohen Bruchdehnung von bis zu 400% und der damit verbundenen, hohen effektiven Geometrieausnutzung eignet sich das hier betrachtete Konzept besonders für Zugabsorber, bei denen ein großer Absorptionsweg eine zentrale Rolle einnimmt. Anders als die Absorptionslänge ist die entsprechend hohe Absorberkraft nur über eine vergleichsweise hohe Wicklungszahl zu erreichen, was den Hauptnachteil dieses Konzepts darstellt.

#### 4.1.2 Nahtaufreiß-Konzept

Ein weiteres Konzept, das auf der Dehnung textiler Garne beruht und sich somit für eine Energieabsorption unter Zugbelastung eignet, ist das sogenannte Nahtaufreiß-Konzept. Dieses kommt typischerweise im Bereich des Absturzschatzes von Personen als sogenannter Bandfalldämpfer zum Einsatz [33]-[36]. Hierbei besteht die energieabsorbierende Struktur meist aus zwei textilen Gurten, die durch ein Garn miteinander verbunden sind. Eine äußere Zugbelastung der freien Gurtenden resultiert in einem sukzessiven Aufreißen dieser Verbindung, wobei die Energie sowohl durch das Versagen des Garns als auch durch Reibung zwischen Garn und Gurt absorbiert wird. Bei der Art der Verbindung unterscheidet man grundsätzlich zwischen einer Vernähung mittels separatem Garn und einer Verwebung mittels Binderkette, durch die die beiden textilen Gurte bereits während des Webprozesses miteinander verbunden werden. Das zugrunde liegende Absorberkonzept ist in Abbildung 4.10 schematisch dargestellt.

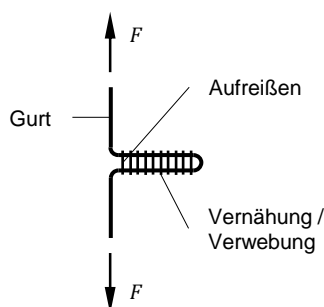


Abbildung 4.10: Energieabsorption durch Aufreißen einer Vernähung oder Verwebung einer textilen Struktur

Im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte, quasi-statische Versuche an kommerziell erhältlichen, textilen Bandfalldämpfern zeigen in Abhängigkeit der Vernähung bzw. Verwebung einen mehr oder weniger ausgeprägten, sägezahnartigen Kraft-Verschiebungs-Verlauf. Die absorbierte Energie bezogen auf die Masse des vernähten bzw. verwebten Bereichs, resultiert in mittleren  $E_s$ -Werten auf Materialebene von 28 kJ/kg (Vernähung) bzw. 40 kJ/kg (Verwebung). Eine vergleichbare Tendenz für die spezifische Energieabsorption zwischen vernähten und verwebten Gurten bestätigen auch die Untersuchungen von Hagon [68] und Kong [111] an Gurten aus PES mit  $E_s$ -Werten von 15-20 kJ/kg (Vernähung mit PES) und 30-90 kJ/kg (Verwebung). Eine Erhöhung der Lastrate von 0,01 auf 6 m/s zeigte bis auf eine stärkere Schwankung im Kraftsignal keinen Einfluss auf die sich einstellende Absorbercharakteristik.

Die Untersuchungen indizieren zwar eine höhere spezifische Energieabsorption von verwebten Gurten, aufgrund des Herstellungsprozesses bietet die Verwebung von Gurten jedoch weniger Möglichkeiten, das Kraft-Verschiebungs-Verhalten für einen betrachteten Anwendungsfall einzustellen. Deshalb wird im Folgenden der Fokus auf das vernähte Konzept gelegt. Dieses bietet die Möglichkeit, über die Einflussparameter Gurtmaterial, Garnmaterial, Nahtgeometrie und Nahtmuster die generelle Absorbercharakteristik entsprechend zu modifizieren (Abbildung 4.11).

Nachdem einzelne Nahtpunkte versagt haben, kann es jedoch in Abhängigkeit von Nahtgeometrie und -muster zum Durchrutschen von Garnen kommen. Hierfür stellt das Infiltrieren vernähter Gurte mit Harz eine mögliche Abhilfe dar. Untersuchungen in [68] zeigen, dass sich das Durchrutschen von Garnen zwar reduzieren lässt, aufgrund der zusätzlichen Masse durch das Harz die spezifische Energieabsorption jedoch deutlich geringer als für vergleichbare unbehandelte Gurte ausfällt. Galuszynski [112] nennt eine Vielzahl an Einflussfaktoren, um den Reibungseinfluss zwischen



Garn und Textil zu erhöhen und somit das Durchrutschen ganzer Nähte zu verhindern bzw. zu reduzieren. Hierzu gehören neben einem hohen Reibungskoeffizienten zwischen Garn und Textil unter anderem eine hohe Nahtdicke sowie eine hohe Anzahl an durchstochenen Garnen des Textils, die wiederum von der grundsätzlichen Webdicke des Textils abhängt.

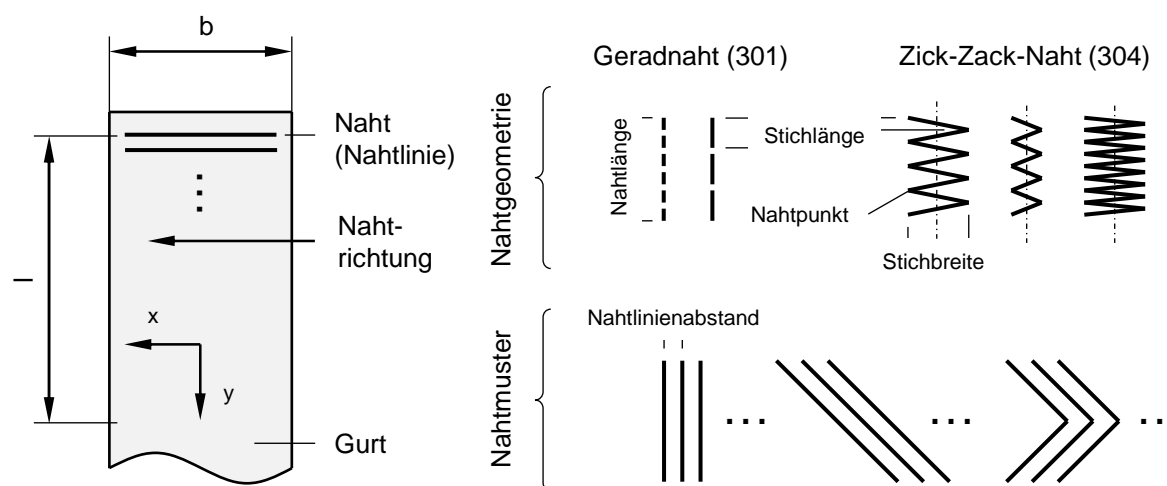


Abbildung 4.11: Geometrische Zusammenhänge und Einflussparameter des Nahtaufreiß-Konzepts

Untersuchungen von Baszczyński [35] zum Wiedereinfluss (Temperatur, Feuchtigkeit) auf kommerziell erhältliche, verwebte Bandfalldämpfer aus PA zeigen eine deutliche Abhängigkeit der Absorbercharakteristik von den Umgebungsbedingungen. Eine Reduktion der Temperatur von 20 °C auf -5 °C resultiert in einer Zunahme der mittleren Deformationskraft um ca. 10%, wohingegen eine Erhöhung der Temperatur auf 50 °C eine Abnahme um ca. 10% bewirkt. Der Einfluss von Wasser auf das Absorberverhalten zeigt jedoch keinen einheitlichen Trend und verursacht je nach untersuchtem Bandfalldämpfer eine Zu- bzw. Abnahme der mittleren Deformationskraft um ca. 15% bezogen auf die Referenzkonfiguration unter Normbedingungen.

Für den Anwendungsfall als Energieabsorptionselement in der Luftfahrt spielt im Gegensatz zur Anwendung als PSA, für die der Integritätsverlust im Anschluss an den eigentlichen Energieabsorptionsvorgang durch einen hohen Sicherheitsfaktor in der Gurtfestigkeit ausgeschlossen wird, vor allem das Gewicht und somit die spezifische Energieabsorption eine primäre Rolle. Dies hat zur Folge, dass der textile Gurt, der zwar die grundlegende Absorberfunktionalität bereitstellt, an der eigentlichen Energieabsorption jedoch keinen direkten Beitrag leistet, einen möglichst geringen Anteil an der Gesamtmasse aufweisen sollte.

Im Folgenden werden in einer experimentellen Studie der Lastraten- und der Temperatureinfluss exemplarisch für eine Variante untersucht, um die für die Bewertung erforderlichen charakteristischen Kennwerte für das Nahtaufreiß-Konzept zu bestimmen. Eine detaillierte Untersuchung der möglichen Stellgrößen, wie z. B. Garn- und Gurtmaterial, Nahtgeometrie und -muster sowie deren Einfluss auf das Energieabsorptionsvermögen erfolgt am IVW in einem eigenen DFG-Projekt [113].

#### 4.1.2.1 Probenspezifikation und -fertigung

Für die experimentelle Studie kommt ein textiler Gurt aus Dyneema<sup>®</sup> der Fa. Güth & Wolf GmbH zum Einsatz. Die Gurtbreite beträgt 24,7 mm und die Gurtstärke 1,7 mm, was für das verwendete Material in einer spezifischen Gurtmasse von 25,7 g/m (unvernäht) resultiert. Die Höchstzugkraft ist mit mindestens 40 kN spezifiziert und beträgt gemäß Prüfprotokoll im Mittel ca. 45 kN [114]. Für die Vernähung wurde das Nähgarn Xtreme-tech 40 [115] der Fa. Amann & Söhne GmbH & Co. KG verwendet. Hierbei handelt es sich um ein bondiertes Multifilamentgarn aus Dyneema<sup>®</sup> mit einer Garnfeinheit von  $T = 660 \text{ dtex}$  ( $3 \times 220 \text{ dtex}$ ) und einer Höchstzugkraft von 190 N. Die Charakterisierung des Nähgarns unter Lastrateneinfluss erfolgte in [113] mit einer Lastrate von 1, 10, 100 und 1000 mm/s und ist in Form von Kraft-Dehnungs-Diagrammen in Abbildung 4.12 dargestellt. Darin zeigt das Garn mit steigender Dehnrates eine Zunahme der Steifigkeit, was bei annähernd konstanter Höchstzugkraft von ca. 190 N in einer Reduktion der Bruchdehnung resultiert.

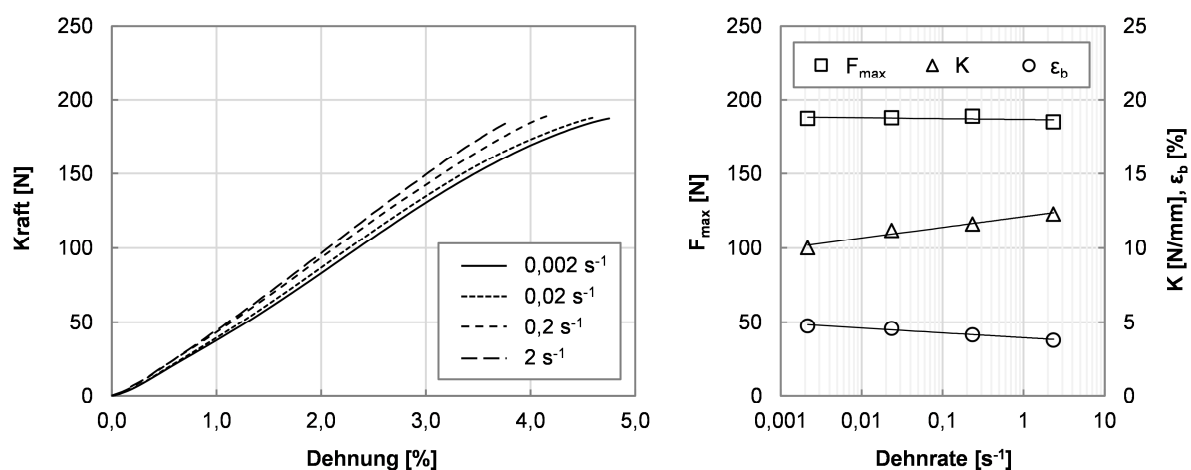


Abbildung 4.12: Charakterisierung des Nähgarns Xtreme-tech 40 [113]

Die Vernähung der Gurtschlaufen mittels Steppstichen, bestehend aus einer einfachen Schlaufe aus Ober- und Unterfaden, wurde mit Hilfe eines Nähroboters durch-

geführt. Das untersuchte Nahtmuster ist in Abbildung 4.13 dargestellt und besteht aus den Stichtypen 301 (Geradnaht, Verbindung zwischen zwei Nahtreihen) und 304 (Zick-Zack-Naht, Nahtreihe) gemäß ASTM 6193 [116]. Die Stichbreite der Zick-Zack-Naht beträgt 5,0 mm und die Strichlänge 0,5 mm. Über einer Nahtlänge von 18 mm (x-Richtung) konnten folglich 37 Nahtpunkte pro Nahtreihe auf dem ca. 25 mm breiten Gurt realisiert werden. Der Nahtlinienabstand beträgt 2 mm (y-Richtung), was eine Nahtüberdeckung von 3 mm ergibt. Auf der gefalteten Gurtlänge von 100 mm konnten insgesamt 43 solcher Zick-Zack-Nahtreihen angeordnet werden. In Vorstudien hat sich dieses Nahtmuster als bestes herausgestellt.

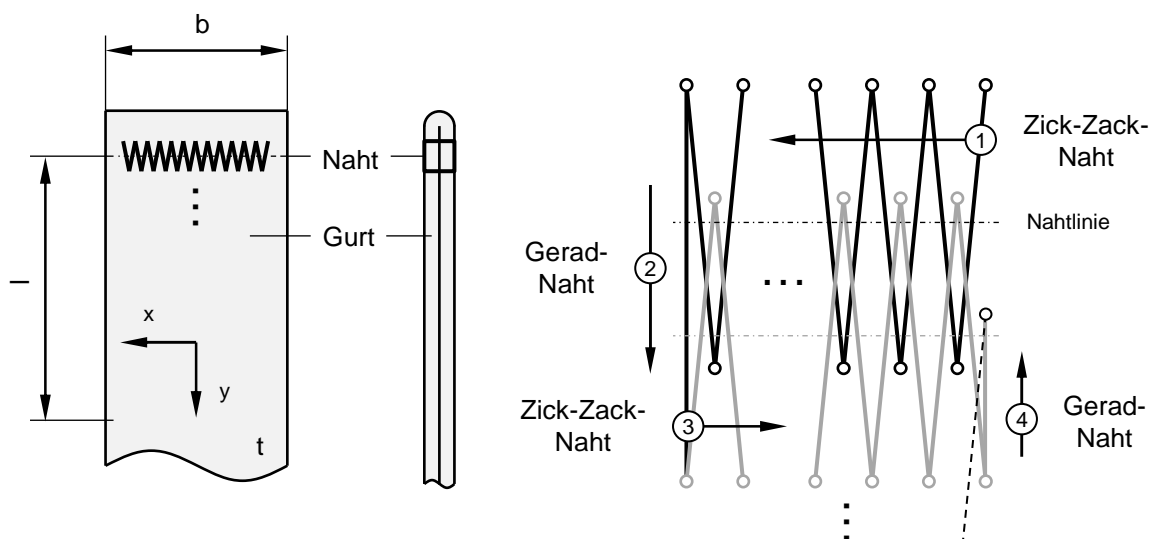


Abbildung 4.13: Nahtmuster und -geometrie der untersuchten Naht-Absorbervariante

Da jede Nahtreihe einen Kraftpeak generiert, reduziert die hier gewählte Nahtüberdeckung der Zick-Zack-Nähte einerseits den Abstand zwischen zwei Kraftpeaks im Kraft-Verschiebungs-Verlauf und andererseits wird durch entsprechende Wahl des Startpunktes auf der Seite der freien Gurtenden der Effekt des Durchrutschens von Nähten positiv beeinflusst. Die Masse für einen Naht-Absorber bestehend aus zwei textilen Gurten und einer Vernähung mittels Steppstich lässt sich über Gleichung (4.7)

$$m_{abs} = m_{naht} + m_{gurt} \quad (4.7)$$

mit

$$m_{naht} = n_{nr} \cdot n_{np} \cdot 2 \cdot (b_{naht} + 2 \cdot t_{gurt}) \cdot T, \quad (4.8)$$

$$m_{gurt} = 2 \cdot (l_{vernäht} + l_{frei}) \cdot m_{gurt, spez} \quad (4.9)$$

sehr genau ermitteln. Zur Abschätzung der maximal übertragbaren Kraft pro Nahtreihe liefert Hagon [68] einen Ansatz, der in Gleichung (4.10) zusammengefasst ist. Da-

rin stellt  $F_{max}$  die maximal übertragbare Absorberkraft,  $f_{naht/g}$  das Verhältnis aus Naht- und Garnfestigkeit,  $n_{np}$  die Anzahl tragender Nahtpunkte pro Nahtreihe sowie  $F_{g,max}$  die Garnhöchstzugkraft dar. Für den hier verwendeten Steppstich beträgt das ideale Verhältnis aus Naht- zu Garnfestigkeit 2. Versuche in [68] zur Einzelgarn- und Steppstichfestigkeit ergaben ein Verhältnis von 1,67, was auf die starke Umlenkung der Garne im Kontaktbereich von Ober- und Unterfaden zurückzuführen ist. Des Weiteren wird angenommen, dass stets nur die am nächsten zur Riss Spitze befindlichen Nahtpunkte einer Nahtreihe die Zugkraft übertragen. Die aus der elastischen Verformung resultierende Belastung weiterer Nahtpunkte in Richtung der Rissausbreitung wird folglich nicht beachtet. Analytische Untersuchungen an einem einfachen linear-elastischen Ersatzmodell bestätigen, dass für die hier gewählten Materialien und Geometrien die erste Nahtpunktreihe ca. 99% und die zweite Nahtpunktreihe folglich nur ca. 1% der Absorberkraft trägt, weshalb die Berechnung der maximalen Absorberkraft in Gleichung (4.10) eine gute Näherung darstellt. Sie setzt jedoch die Kenntnis des Parameters  $f_{naht/g}$  voraus. Dieser beträgt für das hier untersuchte Nähgarn 1,11 (quasi-statisch, 1 mm/s) bzw. 0,99 (dynamisch, 1 m/s). Daraus ergibt sich für das gewählte Nahtmuster eine Maximalkraft von 3,9 bzw. 3,5 kN, wobei lediglich die an der Riss Spitze befindlichen Nahtpunkte der 5 mm breiten Zick-Zack-Naht tragen.

$$F_{max} = f_{naht/g} \cdot n_{np} \cdot F_{g,max} \quad (4.10)$$

In [68] werden zwei analytische Modelle zur Ermittlung des Kraft-Verschiebungsverhaltens vorgestellt: ein vereinfachtes analytisches Modell ohne Reibung und ein erweitertes Modell mit Reibung zwischen Garn und Gurt, die über den Seilreibungszusammenhang nach Euler-Eytelwein beschrieben wird. Letzteres eignet sich jedoch nur zur Beschreibung des Kraft-Verschiebung-Verlaufs für einfache, in Gurtlängsrichtung angeordnete Steppstichnähte, bei denen die Garne nach Versagen des ersten Nahtpunktes durch den textilen Gurt gezogen werden und sich die Garnkraft aufgrund von Reibung bei jeder Umlenkung im Textil entsprechend erhöht. Dieser Effekt findet für das hier betrachtete Nahtmuster mit Nahtreihen senkrecht zur Gurtrichtung jedoch nicht statt. Das einfache Ersatzmodell aus in Reihe bzw. parallel geschalteten Federn zeigt bis zum Erreichen der Höchstzugkraft der ersten Nahtreihe gemäß Gleichung (4.10) einen linearen Kraftanstieg und fällt anschließend auf die Kraft der nächsten Nahtreihe ab, wobei sich aufgrund der Gurtverlängerung die Gesamtsteifigkeit mit jedem Kraftpeak reduziert.

#### 4.1.2.2 Einfluss der Lastrate

Um den Maschineneinfluss zu beseitigen, wurden sowohl die quasi-statische Belastung mit 10 mm/s als auch die kurzzeitdynamische Zugbelastung mit 3 m/s an einer Hochgeschwindigkeitsprüfmaschine vom Typ Zwick HTM 5020 mit einer 50 kN Kraftmessdose unter Normklima [95] an jeweils drei Proben durchgeführt. Dabei wurde neben Kraft und Maschinenweg die optische Probenverschiebung mittels Hochgeschwindigkeitskamera aufgezeichnet (Abbildung 4.14).

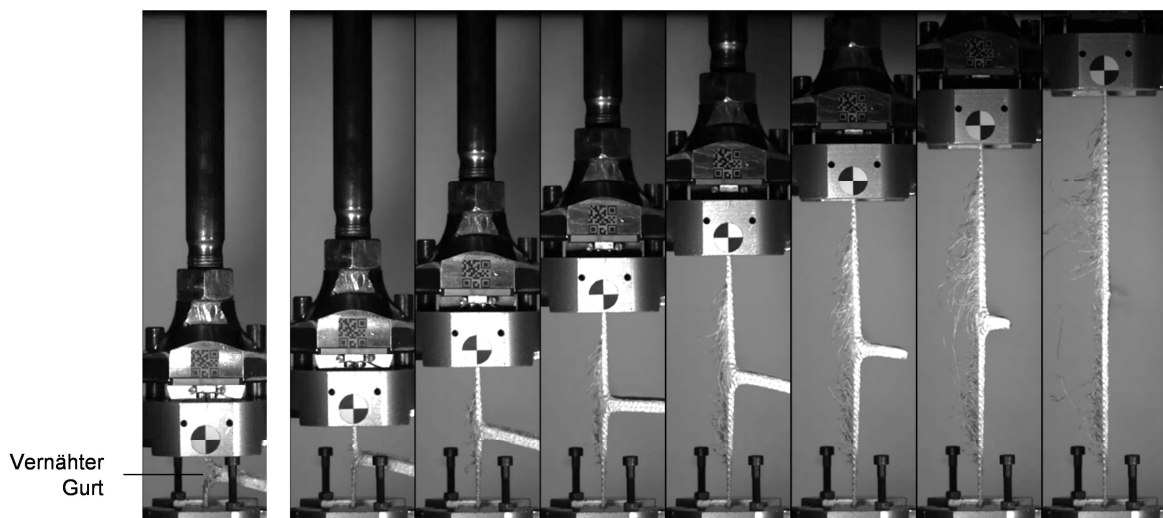


Abbildung 4.14: Zeitverlauf der kurzzeitdynamischen Versuchsreihe mit 3 m/s (Seitenansicht des vernähten Gurtes)

Abbildung 4.15 zeigt exemplarisch das gemessene Kraft-Verschiebungs-Verhalten einer quasi-statischen und einer kurzzeitdynamischen Prüfung. Darin ist eine Lastratenabhängigkeit nicht nur bezüglich der Kraftwerte bzw. des mittleren Kraftniveaus zu erkennen, auch die grundlegenden Kraftverläufe unterscheiden sich deutlich voneinander. Während das Kraftsignal der kurzzeitdynamischen Belastung konzeptbedingt aufgrund der Nahtgeometrie gleichmäßig um eine konstante Mittelkraft schwingt, zeigt die quasi-statische Serie eine anfängliche Kraftüberhöhung, die gegen Ende auf ein niedrigeres Kraftniveau abfällt. Dabei ist das um ca. 25% niedrigere Kraftniveau der kurzzeitdynamischen Serie primär auf die Dehnratenabhängigkeit des Garns zurückzuführen. Für die Belastungsgeschwindigkeit von 3 m/s kann anhand des Dehnratendiagramms in Abbildung 4.12 eine Bruchdehnung von ca. 3,7% ermittelt werden. Diese liegt im Vergleich zur quasi-statischen Belastung des Garns mit 10 mm/s ca. 20% niedriger, was mit einer ca. 20% niedrigeren elastischen Energieaufnahme den Abfall im mittleren Kraftniveau von ca. 25% erklärt. Außerdem haben

die Reibungseffekte zwischen Garn und Gurt, die für die starke Ungleichförmigkeit der mittleren Deformationskraft unter quasi-statischer Belastung verantwortlich sind, unter kurzzeitdynamischer Belastung trägheitsbedingt einen geringeren Einfluss auf das sich einstellende Kraft-Verschiebungs-Verhalten.

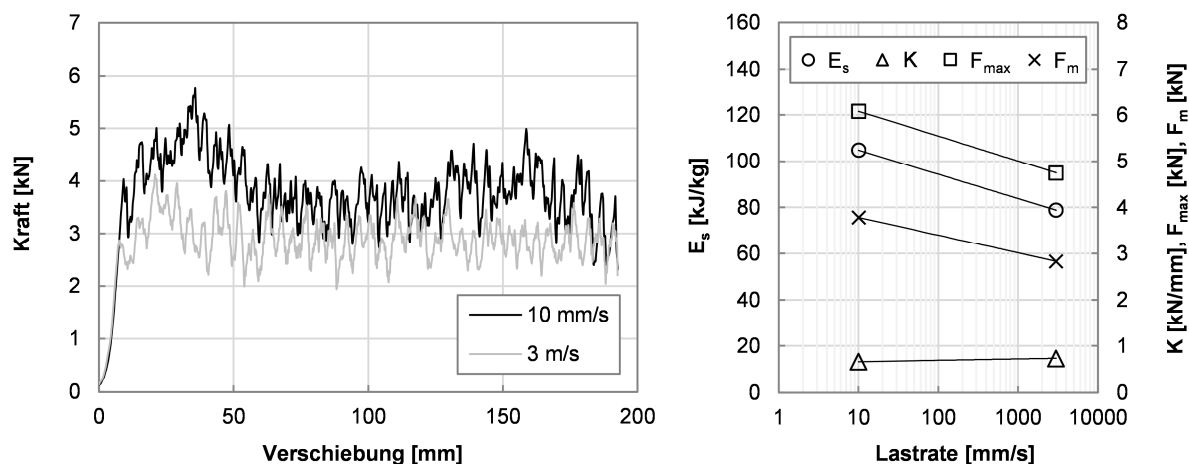


Abbildung 4.15: Kraft-Verschiebungs-Diagramme der untersuchten Naht-Absorbervariante in Abhängigkeit der Lastrate

#### 4.1.2.3 Einfluss der Temperatur

UHMWPE-Fasern (Markenname Dyneema<sup>®</sup>, DSM) des Nähgarns besitzen einen Einsatzbereich von  $-150\text{ °C}$  bis  $70\text{ °C}$  [109] und der Schmelzpunkt der kristallinen Bereiche des teilkristallinen Thermoplasts liegt zwischen  $125\text{--}135\text{ °C}$  [93]. Folglich sollte der untersuchte Temperaturbereich zwischen  $-20\text{ °C}$  und  $60\text{ °C}$  keinen großen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften haben, wenngleich die obere Temperaturgrenze nahe an der maximalen Dauereinsatztemperatur von  $70\text{ °C}$  liegt. Zur Untersuchung des Temperatureinflusses wurden jeweils drei Probekörper bei  $-20\text{ °C}$  und  $60\text{ °C}$  an der selben Hochgeschwindigkeitsprüfmaschine vom Typ Zwick HTM 5020 unter Verwendung einer Klimakammer geprüft. Die Prüfgeschwindigkeit betrug genau wie bei den Prüfungen zum Lastrateinfluss  $3\text{ m/s}$ , wodurch die Ergebnisse direkt mit den kurzzeitdynamischen Ergebnissen bei RT aus Abschnitt 4.1.2.2 vergleichbar sind. Abbildung 4.16 zeigt die Abhängigkeit der Steifigkeit, der mittleren und maximalen Deformationskraft sowie der spezifischen Energieabsorption von der Prüftemperatur, die für den Temperaturbereich zwischen  $-20\text{ °C}$  und  $60\text{ °C}$  vernachlässigbar gering ausfällt. Die Zu- bzw. Abnahme der Kennwerte liegt für den betrachteten Temperaturbereich in der Größenordnung zwischen 10% und 15%.

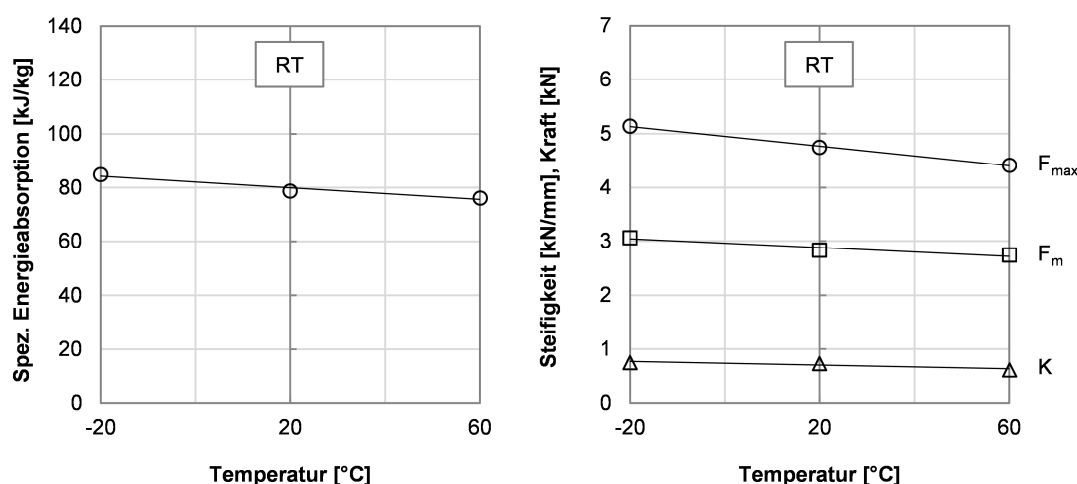


Abbildung 4.16: Temperaturabhängigkeit der untersuchten Naht-Absorbervariante

#### 4.1.2.4 Zusammenfassung und Bewertung

Tabelle 4.6 liefert eine Übersicht über die ermittelten charakteristischen Absorberkennwerte. Der Berechnung der spezifischen Energieabsorption liegt die Masse des vernähten Gurtbereichs zugrunde, wodurch ein vergleichbarer Wert auf Materialebene erzielt wird. Konzeptbedingt gibt es für den betrachteten Zugabsorber kein oberes Maximum der effektiven Geometrieausnutzung, ein Wert von 2,00 stellt hierfür jedoch das untere Minimum dar (konservativer Wert). Die Hauptnachteile dieses Absorberkonzepts liegen sowohl in der starken Schwankung des Kraftsignals um die mittlere Deformationskraft ( $e_{\Delta L}$ ) als auch in der vergleichsweise geringen effektiven Lastausnutzung. Diese Parameter lassen sich jedoch über das verwendete Nahtmuster einstellen und optimieren. Trotz des deutlichen Lastrateneinflusses erreicht die betrachtete Variante mit ca. 80 kJ/kg unter kurzzeitdynamischer Belastung eine vergleichsweise hohe spezifische Energieabsorption auf Materialebene.

Tabelle 4.6: Charakteristische Kennwerte der untersuchten Naht-Absorbervariante aus einem Dyneema<sup>®</sup>-Gurt vernäht mit Dyneema<sup>®</sup>-Garn

Konfiguration	K [kN/mm]	$F_m$ [kN]	$e_G$ [-]	$e_L$ [-]	$e_{\Delta L}$ [-]	$e_{R,3m/s}$ [-]	$e_{T,-20^\circ C}$ [-]	$e_{T,60^\circ C}$ [-]	$E_s$ [kJ/kg]
Quasi-statisch (RT)	0,66	3,8	2,00	0,62	0,47	0,75	-	-	104,8
Dynamisch (3 m/s, RT)	0,73	2,8	2,00	0,61	0,45	-	1,08	0,97	78,8
Dynamisch (3 m/s, -20 °C)	0,75	3,1	2,00	0,61	0,43	-	-	-	84,9
Dynamisch (3 m/s, 60 °C)	0,62	2,7	2,00	0,62	0,46	-	-	-	76,2

Da das Absorberkonzept in der Regel aus Kunststoffen besteht, kann die Temperatur, abhängig vom betrachteten Einsatzbereich, einen mehr oder weniger starken Einfluss auf die Absorbercharakteristik haben. Des Weiteren bietet das Nahtaufreiß-Konzept keine Möglichkeit der Integration in vorhandene Strukturbauteile, sodass je nach Einbausituation freie Gurtenden für die Kraftereinleitung vorgesehen werden müssen. Diese stellen genau wie eine Kapselung zum Schutz vor Medien und äußeren Einflüssen Zusatzmassen für das betrachtete Konzept dar.

#### 4.1.3 Pinauszug-Konzept

Das Pinauszug-Konzept ist ein dem in Abschnitt 4.1.2 gezeigten Nahtaufreiß-Konzept artverwandtes Absorberkonzept, bei dem eine Verbindung zwischen zwei Strukturen bei Erreichen der maximal übertragbaren Kraft unter einer Schälbelastung sukzessive versagt. Dabei besteht die Verbindung zwischen einem FKV und einem metallischen Blech mit pinförmigen Verstärkungselementen in Laminatdickenrichtung (Abbildung 4.17). Die Ausnutzung vorhandener FKV-Strukturen ermöglicht eine Integration des Energieabsorberkonzepts in die betrachtete Flugzeugrumpfstruktur, wodurch lediglich die Masse der metallischen Blechstruktur (Trägerstruktur) in die Betrachtung der massenspezifischen Energieabsorption auf Materialebene einfließt. Die spezielle Fertigungstechnologie wird im Weiteren detailliert erläutert.

Ein Anwendungsbeispiel dieses Verbindungskonzepts stellt die Verstärkung von T-Stoß-Verbindungen in FKV-Strukturen zur Erhöhung der Restfestigkeit und Schadenstoleranz dar [117]-[120]. Die zugrunde liegende Energieabsorption des Pinauszug-Konzepts ergibt sich dabei sowohl aus dem Versagen der metallischen Pins aufgrund plastischer Deformation als auch dem Adhäsionsversagen zwischen den Pins und der FKV-Struktur und wiederholt sich in Abhängigkeit der geometrischen Diskretisierung der Pins entlang der metallischen Trägerstruktur, was analog zum Nahtaufreiß-Konzept in einem diskontinuierlichen Kraft-Deformations-Verhalten resultiert.

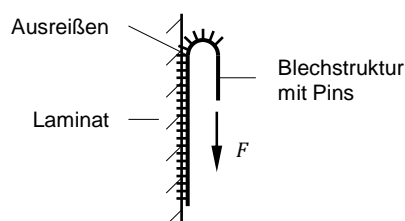


Abbildung 4.17: Energieabsorption durch sukzessives Versagen einer Verbindung zwischen pinförmigen Verstärkungselementen und FKV-Strukturen



Mögliche Einflussfaktoren sind neben dem mechanischen Verhalten der metallischen Struktur unter Zugbelastung die geometrischen Parameter der Pins sowie deren Adhäsion im FKV. Diese kann durch einen geometrischen Hinterschnitt an den metallischen Pins (pfeilkopfförmig) in eine formschlüssige Verbindung überführt werden (Abbildung 4.18c). Für die vorherrschenden Energieabsorptionsmechanismen spielt der verwendete FKV eine untergeordnete Rolle, zumal dieser bei einer Integration in eine bestehende Struktur nur bedingt modifizierbar ist.

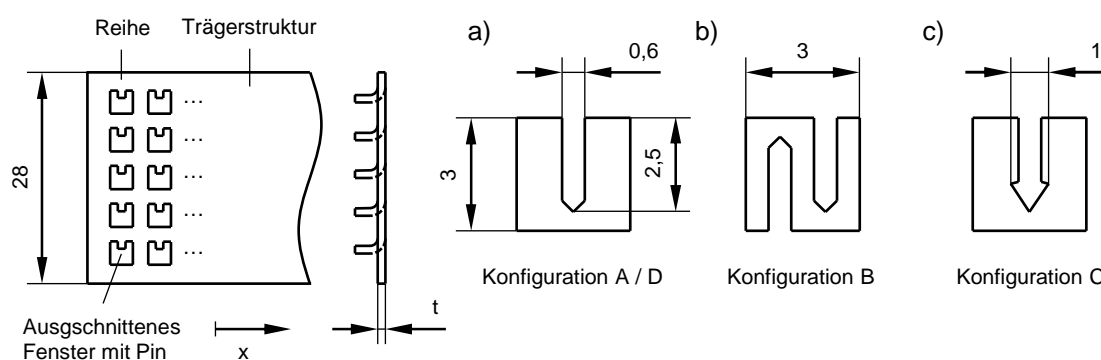


Abbildung 4.18: Untersuchte Pin-Konfigurationen A bis D der metallischen Trägerstruktur und Detailansicht der ausgeschnittenen Fenster mit Pin-geometrie

In einer experimentellen Konzeptstudie wurde der Einfluss der Blechdicke (Konfiguration A,  $t = 0,4$  mm; Konfiguration D,  $t = 0,2$  mm), der Anzahl tragender Pins (Konfiguration B,  $t = 0,4$  mm) und der Pin-geometrie (Konfiguration C,  $t = 0,4$  mm) auf das generelle Energieabsorptionsvermögen sowie das Kraft-Deformations-Verhalten unter quasi-statischer Belastung (50 mm/min) anhand von Schälversuchen untersucht. Um eine reale Einbausituation zu simulieren, wurden keine idealen Rollschälversuche nach DIN EN 1464 [121] durchgeführt, bei denen die Verbindung mit fortschreitender Deformation stets unter einem idealen Schälwinkel von  $90^\circ$  belastet wird, sondern Versuche, bei denen entsprechende Probekörper auf dem unteren Maschinenbett einer Universalprüfmaschine fest eingespannt werden. Damit kann in Abhängigkeit der Verschiebung der oberen Traverse ein definierter Bereich für den Schälwinkel  $\alpha$  zwischen ca.  $135^\circ$  zu Beginn und ca.  $70^\circ$  am Ende des 200 mm langen Verbindungsbereichs durchlaufen werden. Die Messwerte für Kraft und Traversenweg wurden anschließend über die geometrischen Zusammenhänge in eine Kraft-Verschiebungs-Kurve umgerechnet, bei der die Kraft der im Blech wirkenden Zugkraft und die Verschiebung der horizontalen Position bzw. Verschiebung der Pinreihe des 200 mm langen Verbindungsbereichs entsprechen.

Die Fertigung der metallischen Trägerstruktur aus korrosionsbeständigem Stahl (1.4301,  $R_{p0,2} = 270$  MPa,  $R_m = 780$  MPa,  $A_{50} = 60\%$ ) erfolgte über einen Zuschnitt mittels Laser mit einem anschließenden Biegeprozess, bei dem die Pins gemäß Abbildung 4.18 aus der Ebene gebogen wurden. Um eine ausreichende Tragfähigkeit des verbleibenden Blechs zu gewährleisten, wurden dem Blech über der Blechbreite von 28 mm pro Reihe lediglich fünf Fenster mit der entsprechenden Pin geometrie entnommen. Dabei beträgt der Abstand der Pinreihen in Längsrichtung (x-Richtung) 4 mm, wodurch auf dem 200 mm langen Blechstreifen insgesamt 51 solcher Pinreihen angeordnet werden konnten. Zur Erhöhung der Adhäsion wurden die Bleche korundgestrahlt. Die anschließende Fertigung der Probekörper erfolgte mittels Autoklavprozess, bei dem die metallische Trägerstruktur mit den Abmessungen 200 mm x 28 mm x  $t$  mm zusammen mit dem Laminat aus kohlenstofffaserverstärktem UD-Prepreg (T800S / M21) mit quasi-isotropem Lagenaufbau ausgehärtet wurde. Tritt kein Adhäsionsversagen auf, lässt sich die maximal übertragbare Kraft unter der Annahme, dass stets nur die an der Rissspitze befindliche, vorderste Pinreihe lasttragend ist, für eine ideale Schälbelastung unter  $90^\circ$  relativ zur Verbindungsebene wie folgt abschätzen:

$$F_{max} = n \cdot R_m \cdot S_0 \quad (4.11)$$

Darin stellt  $n$  die Anzahl der Pins pro Reihe,  $S_0$  die Querschnittsfläche eines Pins und  $R_m$  die Zugfestigkeit des Metalls dar, wobei plastisches Fließen der Pins bereits bei Erreichen der Streckgrenze bzw. Ersatzstreckgrenze  $R_{p0,2}$  eintritt. Für den integrierten Fall ergibt sich die spezifische Energieabsorption auf Materialebene aus der absorbierten Energie bezogen auf die Gesamtmasse der metallischen Trägerstruktur des pinverstärkten Bereichs.

Abbildung 4.19 zeigt jeweils eine exemplarische Kraft-Verschiebungs-Kurve der untersuchten Konfigurationen A bis D. Die Kraft-Deformations-Kurven der Konfiguration A, B und C zeigen eine ansteigende Tendenz der mittleren Deformationskraft mit zunehmender Verschiebung. Dieser Effekt ist auf den sich kontinuierlich ändernden Schälwinkel von  $135^\circ$  auf  $70^\circ$  zurückzuführen, wobei sich der Einfluss der Schubfestigkeit der Verbindung auf die Zugkraft mit abnehmendem Schälwinkel erhöht. Eine Verdopplung der Pins pro Pinreihe führt zu einem Anstieg der mittleren Deformationskraft um ca. 50%. Durch die zusätzliche Masse der Pins erhöht sich die spezifische Energieabsorption jedoch nur um ca. 40%. Den größten Einfluss auf das Kraft-

Deformations-Verhalten haben Pins mit pfeilkopfförmiger Geometrie. Durch den formschlüssigen Hinterschnitt erhöht sich die maximale Deformationskraft um nahezu 100% im Vergleich zur Referenzkonfiguration A ohne Pfeilkopfgeometrie. Mit ca. 800 N pro Pinreihe ergibt sich annähernd die maximale Deformationskraft einer idealen Verbindung nach Gleichung (4.11). Eine Reduktion der Blechdicke von 0,4 mm auf 0,2 mm führt zu einer Änderung des Versagensmechanismus von einem Adhäsionsversagen bzw. Ausreißen der Pins zu einem Zugversagen der Pins im Bereich des Biegeradius. Folglich ist für die Konfiguration D die Adhäsionskraft größer als die Zugfestigkeit der Pins.

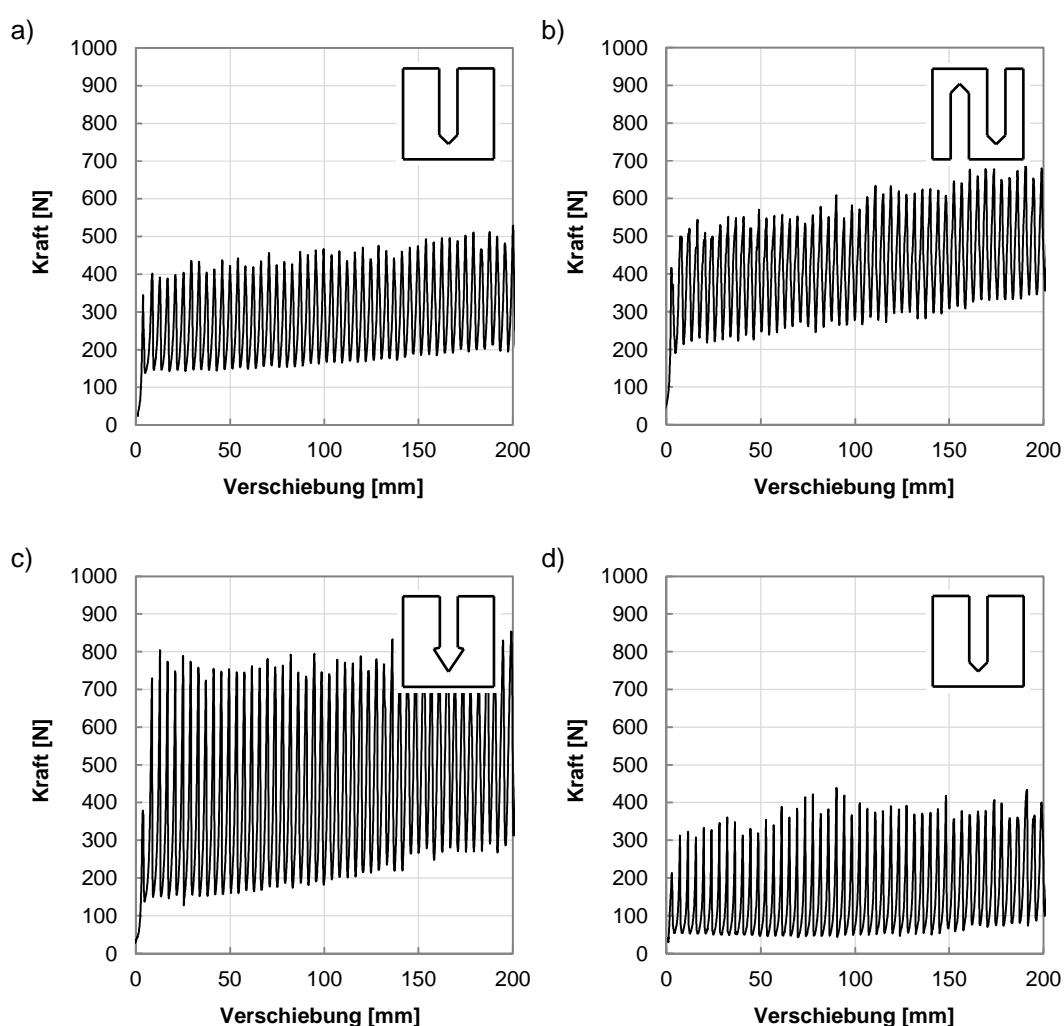


Abbildung 4.19: Kraft-Verschiebungs-Diagramme der Konfigurationen a) A b) B c) C und d) D unter quasi-statischer Schälbelastung (50 mm/min)

Tabelle 4.7 liefert eine Übersicht über die ermittelten charakteristischen Kennwerte der untersuchten Varianten A bis D. Die Konfiguration C mit pfeilkopfförmigen Pins resultiert mit ca. 7 kJ/kg in der höchsten spezifischen Energieabsorption.

Tabelle 4.7: Charakteristische Kennwerte der untersuchten Konfigurationen des Pinauszug-Konzepts

Konfiguration	K [N/mm]	F <sub>m</sub> [N]	F <sub>90°</sub> [N]	e <sub>G</sub> [-]	e <sub>L</sub> [-]	e <sub>ΔL</sub> [-]	e <sub>R,3m/s</sub> [-]	e <sub>T,-20°C</sub> [-]	e <sub>T,60°C</sub> [-]	E <sub>s</sub> [kJ/kg]
A (Referenz)	225	282	466	1,00	0,52	0,43	-	-	-	4,7
B	405	432	612	1,00	0,58	0,57	-	-	-	6,6
C	240	416	762	1,00	0,50	0,29	-	-	-	6,9
D	50	150	404	1,00	0,35	-0,25	-	-	-	5,0

Durch eine Reduktion der Trägerstrukturmasse lässt sich die spezifische Energieabsorption für das betrachtete Absorberkonzept erhöhen. Die maximale Obergrenze stellt jedoch die spezifische Energieabsorption auf Materialebene unter einachsiger Zugbelastung gemäß den Untersuchungen in Abschnitt 3.2 dar und beträgt für den hier untersuchten Stahl 46,6 kJ/kg (vergleichbar mit den globalen  $E_s$ -Werten aus Tabelle 3.1). Aufgrund des konzeptbedingten Lastflusses über die metallische Trägerstruktur ist das Massenverhältnis zwischen Pins und Trägerstruktur auf 0,5 begrenzt, wodurch sich die maximal erzielbare spezifische Energieabsorption auf den halben  $E_s$ -Wert unter einachsiger Zugbelastung reduziert. Im Vergleich zu einer einfachen metallischen Struktur unter Zugbelastung ermöglicht diese Reduktion der spezifischen Energieabsorption jedoch eine generelle Einstellbarkeit der Kraft-Verschiebungs-Kurve sowie einen bruchdehnungsunabhängigen Absorptionsweg. Von Nachteil ist die starke Lastschwankung  $e_{\Delta L}$ , die für Konfiguration D sogar Werte kleiner Null einnimmt. Dieser Effekt ist auf eine kurzzeitige Entlastung der Struktur mit fortschreitender Deformation zurückzuführen, wobei es im Vergleich zu Konfiguration A und C, bei denen die Pins teilweise abreißen und teilweise aus dem Laminat gezogen werden, zum vollständigen Abreißen der lasttragenden Pins kommt. Obwohl Untersuchungen in [117] einen positiven Einfluss der Lastrate für eine solche Verbindung mit metallischen Pins in Form einer ca. 30% höheren Maximalkraft zeigen, wurde der Einfluss der Lastrate und der Temperatur aufgrund der vergleichsweise geringen spezifischen Energieabsorption nicht weiter untersucht.

#### 4.1.4 Reib-Konzept

Anders als die zuvor gezeigten zugbelasteten Absorberkonzepte basiert das Reib-Konzept auf einer Energiedissipation aufgrund von Reibung zwischen den Kontaktflächen zweier sich berührender Festkörper (äußere Reibung). Konzepte basierend auf der inneren Reibung, z. B. durch eine Strömungsbewegung von Fluiden, resultie-

ren im Vergleich zur Festkörperreibung, bedingt durch die konstruktive Lösung (Fluid, Gehäuse, Dichtungen, etc.), in einer höheren Absorbermasse und werden an dieser Stelle nicht betrachtet.

Den in [30], [122], [123] beschriebenen Reib-Konzepten liegt das zweite Amontonssche Gesetz zugrunde, bei dem die Reibkraft  $F_R$  direkt proportional zur Normalkraft  $F_N$  zwischen den in Kontakt stehenden Flächen ist (Gleichung (4.12)). Die Proportionalitätskonstante stellt je nach vorherrschender Reibungsbedingung den Reibungskoeffizient  $\mu$  für Haften bzw. Gleiten dar.

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad (4.12)$$

Eine Erweiterung der reinen Energieabsorption unter Festkörperreibung bietet das in [124] untersuchte Konzept. Hierbei wird zusätzlich zur einfachen Festkörperreibung die Oberfläche eines der beiden Reibpartner durch die geometrische Ausprägung des anderen Reibpartners, z. B. in Form von metallischen Schneiden, mechanisch zerstört.

Daneben bietet das Konzept der Seilreibung (Abbildung 4.20a) eine weitere Möglichkeit, Energie durch Reibung unter einer Zugbelastung zu absorbieren. Dieses auch zur Absturzsicherung im Klettersport verwendete Energieabsorptionskonzept [125], [126] basiert auf dem formelmäßigen Zusammenhang nach Euler-Eytelwein (Gleichung (4.13)). Hierbei ergibt sich in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten  $\mu$  sowie der Anzahl an Umschlingungen  $n$  um eine zylindrische Struktur, ausgedrückt im Bogenmaß  $\alpha$ , ein Verhältnis zwischen der Haltekraft  $F_H$  und der Zugkraft  $F_Z$  an den entsprechenden Seilenden. Folglich stellen  $F_H$ ,  $\mu$  und  $n$  bzw.  $\alpha$  mögliche Stellgrößen für das Reibseil-Konzept dar.

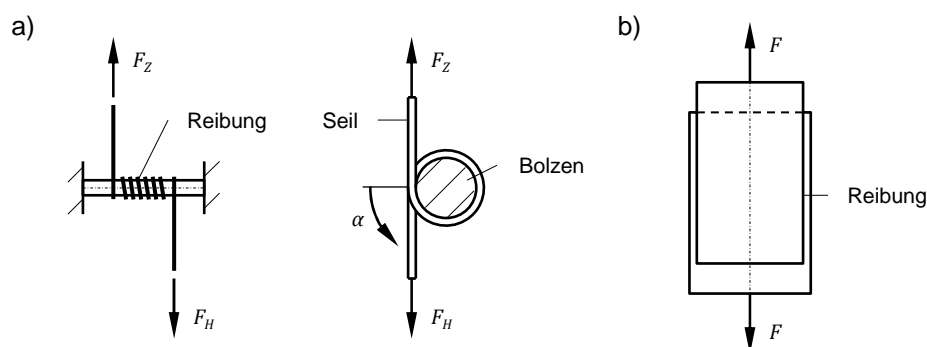


Abbildung 4.20: Energieabsorption durch Festkörperreibung

$$F_Z = F_H \cdot e^{\mu \cdot \alpha} \quad (4.13)$$

Quasi-statische Zugversuche (100 mm/min) mit einem 24-fach geflochtenen Seil aus PA 66 ( $d = 5$  mm,  $m_{spez} = 16,7$  g/m,  $F_{max} = 5,2$  kN,  $E = 840$  MPa) und einem Stahlzylinder bestätigen den formelmäßigen Zusammenhang zwischen Haltekraft und Zugkraft in Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten sowie der Anzahl an Umschlingungen aus Gleichung (4.13). Aus den Versuchen ergibt sich ein mittlerer Reibungskoeffizient zwischen dem trockenen PA-Seil und dem Stahlzylinder von  $\mu = 0,195$ . Abbildung 4.21 zeigt die entsprechenden Versuchsergebnisse der untersuchten Varianten.

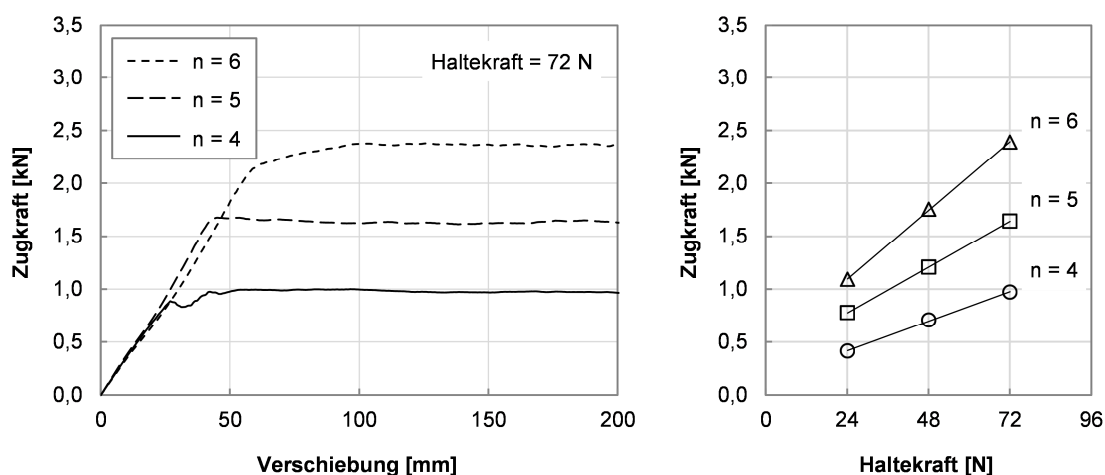


Abbildung 4.21: Zugkraft in Abhängigkeit von Haltekraft und Umschlingungsanzahl

Mit Ausnahme der anfänglichen Elastizität des Seils folgt die Kraft-Verschiebungs-Charakteristik der eines idealen Energieabsorbers, wobei nach Entlastung die elastisch gespeicherte Energie wieder freigegeben wird. Durch eine Idealisierung dieser Kraft-Verschiebungs-Charakteristik (Abbildung 4.22) kann in Abhängigkeit der geforderten Absorberkraft  $F_Z$ , der Dehnsteifigkeit  $EA$  des Seils, der spezifischen Seilmasse  $m_{spez}$  sowie der maximal zur Verfügung stehenden Absorptionslänge  $s_{max}$  ein vereinfachter formelmäßiger Zusammenhang zur Abschätzung der spezifischen Energieabsorption  $E_s$  hergeleitet werden (Gleichung (4.14)). Daraus ergibt sich für die hier untersuchte Reibpaarung mit einer Absorptionslänge von 200 mm ein maximaler  $E_s$ -Wert von 98,9 kJ/kg bei einer Zugkraft von 3,3 kN.

$$E_s = \frac{F_Z \cdot \left(1 - \frac{F_Z}{EA}\right)}{m_{spez}} \quad (4.14)$$

Geht die Absorptionslänge gegen unendlich und damit der Einfluss der Steifigkeit auf die Absorptionslänge gegen Null, ergibt sich in Abhängigkeit der Seileigenschaften für die spezifische Energieabsorption aus Gleichung (4.14) ein oberer Grenzwert zu  $E_{s,max} = F_{max}/m_{spez}$ . Für das hier untersuchte PA-Seil entspricht dieser einem theoretischen Wert von 312 kJ/kg.

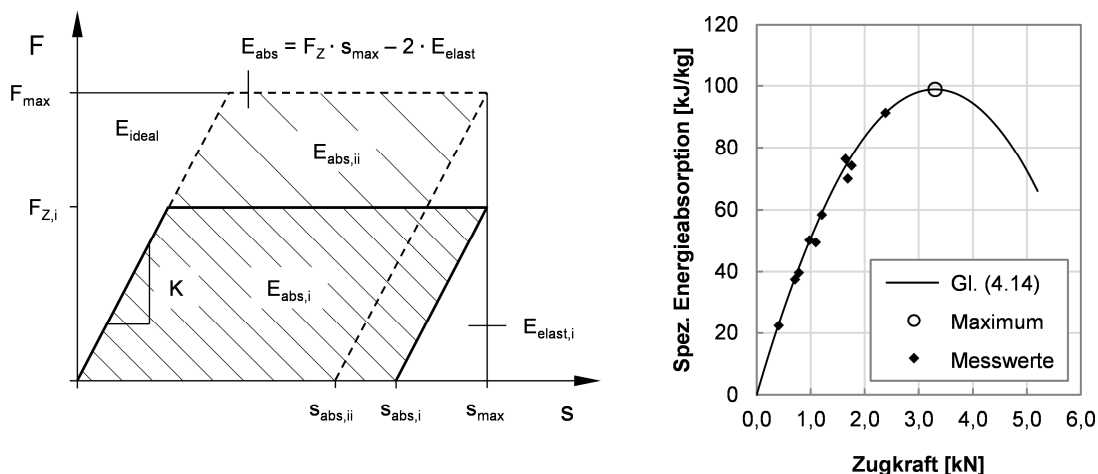


Abbildung 4.22: Idealisierter Kraft-Verschiebungs-Verlauf und Vergleich der experimentell und analytisch bestimmten spezifischen Energieabsorption

Die charakteristischen Kennwerte des Reib-Konzepts, basierend auf der Seilreibung für eine Absorptionslänge von 200 mm, sind in Tabelle 4.8 enthalten. Darin stellt die effektive Geometrieausnutzung  $e_G$  mit 1,00 eine idealisierte Annahme dar, welche die Seillänge der Umschlingungen vernachlässigt. Trotz der hohen erzielbaren  $E_s$ -Werte besitzt das Konzept zwei bedeutende Nachteile. Zum einen muss der Reibungskoeffizient  $\mu$  über die gesamte Lebensdauer dem spezifizierten Wert zum Erreichen der geforderten Energieabsorption entsprechen. Zum anderen erfordert das Konzept das Vorhandensein einer konstanten Haltekraft, die durch die Seilreibung entsprechend verstärkt wird, was die Komplexität und damit die Gesamtmasse der energieabsorbierenden Struktur erhöht. Aufgrund dieser Nachteile wurde der Einfluss von Lastrate und Temperatur auf das vorliegende Reib-Konzept an dieser Stelle nicht weiter untersucht.

Tabelle 4.8: Charakteristische Kennwerte des Reib-Konzepts für ein Seil aus PA 66 (Nylon) und eine Absorptionslänge von  $s_{max} = 200$  mm

Konfiguration	K [N/mm]	F <sub>Z</sub> [kN]	e <sub>G</sub> [-]	e <sub>L</sub> [-]	e <sub>ΔL</sub> [-]	e <sub>R,3m/s</sub> [-]	e <sub>T,-20°C</sub> [-]	e <sub>T,60°C</sub> [-]	E <sub>s</sub> [kJ/kg]
PA 66	33	3,3	1,00	0,94	0,94	-	-	-	98,9

#### 4.1.5 Bistabiles Konzept

Wie bereits in Abschnitt 3 beschrieben ist der begrenzende Faktor des Energieabsorptionsvermögens von Werkstoffen unter Zugbelastung die Bruchdehnung bzw. die daraus ableitbare effektive Geometrieausnutzung  $e_G$ . Das von Cherkaev und Slepyan [127] vorgestellte bistabile Konzept stellt eine mögliche Abhilfe zur Erhöhung der effektiven Geometrieausnutzung von Werkstoffen unter Zugbelastung dar. Das aus in Reihe geschalteten Elementen bestehende Absorberkonzept weist, wie in Abbildung 4.23 gezeigt, zwei parallele Lastpfade auf. Unter äußerer Zugbelastung versagt der in Lastrichtung orientierte Pfad, woraufhin der andere Pfad sich in Lastrichtung ausrichtet und die anliegende Zuglast an das nächste im Lastfluss befindliche Element der energieabsorbierenden Struktur weiterleitet, woraus sich ein nachteiliges, diskontinuierliches Kraft-Verschiebungs-Verhalten ergibt. Experimentelle Untersuchungen an bistabilen Strukturen aus Metall und FKV in [128]-[132] zeigen nicht nur eine Zunahme des Deformationsvermögens, sondern auch eine Erhöhung der Energieaufnahme im Vergleich zu einer gewöhnlichen Struktur ohne zweiten Lastpfad. In Abhängigkeit vom Material wurden  $E_s$ -Werte zwischen 5 und 25 kJ/kg mit diesem Konzept erreicht. Tabelle 4.9 enthält aus den in [129] und [130] veröffentlichten Versuchsdaten ermittelte charakteristische Kennwerte für einen Konzeptvergleich.

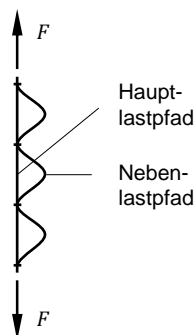


Abbildung 4.23: Energieabsorption durch bereichsweise Längung von Materialien

Tabelle 4.9: Charakteristische Kennwerte des bistabilen Konzepts bestehend aus drei in Reihe geschalteten Elementen aus Aluminium und Dyneema<sup>®</sup>-Faser mit Epoxidharz (Digitalisierung von [129], [130])

Konfiguration	K [kN/mm]	$F_m$ [kN]	$e_G$ [-]	$e_L$ [-]	$e_{\Delta L}$ [-]	$e_{R,3m/s}$ [-]	$e_{T,-20^\circ C}$ [-]	$e_{T,60^\circ C}$ [-]	$E_s$ [kJ/kg]
AW 5052-H32	1,1	2,1	0,31	0,59	0,24	-	-	-	8,2
DF/EP	0,9	2,8	0,40	0,35	0,32	-	-	-	23,4



#### 4.1.6 Zugbiege-Konzept

Anders als bei einfachen Metallen unter Zugbelastung (Abschnitt 3.2) erfolgt die Energieabsorption beim Zugbiege-Konzept durch eine plastische Biegedeformation des Materials. Abbildung 4.24 zeigt mögliche Absorbervarianten basierend auf der zuginduzierten Biegedeformation, wobei nach [39] zwischen stehenden (Abbildung 4.24a, b) und sich bewegenden Falten bzw. plastischen Biegegeelenken (Abbildung 4.24c, d) unterschieden werden kann. Sowohl das Wellen-Konzept, welches im weitesten Sinne einer umgekehrten metallischen Faltung entspricht, als auch das Ring-Konzept, dessen primäres Anwendungsgebiet der Schutz vor Steinschlag und Lawinen ist [38], zeigen aufgrund der lokalen Beschränkung der Biegedeformation mit fortschreitender Verschiebung eine stark nichtlineare Absorbercharakteristik, die im Anschluss an die vollständige Ausrichtung der Struktur in Belastungsrichtung der materialspezifischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung folgt. Im Vergleich zu den ersten beiden Konzeptvarianten unterscheiden sich das Drahtbiege- [30], [111], [133] und Rollbiege-Konzept [134] dahingehend, dass sich die plastische Biegedeformation nicht auf lokal begrenzte Bereiche der Struktur beschränkt, sondern sich über die gesamte Absorptionslänge erstreckt. Obwohl die spezifische Energieabsorption im Vergleich zu einer reinen Zugbelastung von Werkstoffen mit ca. 3,6 kJ/kg (Drahtbiege-Konzept) bzw. ca. 6,0 kJ/kg (Rollbiege-Konzept) niedrig ist, folgt das sich einstellende Kraft-Verschiebungs-Verhalten dem eines idealen Energieabsorbers, was auch an der hohen effektiven Lastausnutzung  $e_L$  sowie der geringen Lastschwankung  $e_{\Delta L}$  in Tabelle 4.10 zu erkennen ist. Ein weiterer Vorteil ist die Geometrieausnutzung von  $e_G = 1,00$  im Vergleich zu den Konzepten mit stehenden Biegegeelenken, die für eine idealisierte Halbkreis- bzw. Kreisgeometrie bei vollständiger Ausrichtung lediglich einen theoretischen Wert von 0,57 ( $e_G = \pi/2 - 1$ ) erreichen.

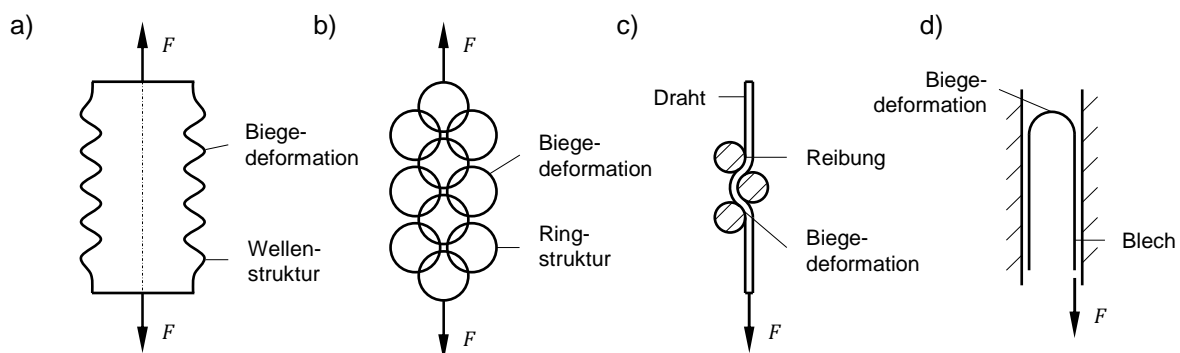


Abbildung 4.24: Energieabsorption durch zuginduzierte Biegedeformation

Tabelle 4.10: Charakteristische Kennwerte des Rollbiede-Konzepts (Digitalisierung von [134])

Konfiguration	K [kN/mm]	F <sub>m</sub> [kN]	e <sub>G</sub> [-]	e <sub>L</sub> [-]	e <sub>ΔL</sub> [-]	e <sub>R,3m/s</sub> [-]	e <sub>T,-20°C</sub> [-]	e <sub>T,60°C</sub> [-]	E <sub>s</sub> [kJ/kg]
Doppeldecker (zwei parallele Stahl- blechstreifen)	4,4	8,5	1,00	0,94	0,96	-	-	-	6,0

## 4.2 Strukturen unter globaler Zug- und lokaler Druckbelastung

### 4.2.1 Kernausräum-Konzept

Den oberen Abschluss der Cargostruktur eines Flugzeugrumpfs, die der Aufnahme und Sicherung der Ladung im unteren Rumpfbereich dient, bilden Fußbodenplatten in Sandwichbauweise mit zellulärem Kernmaterial. Diese ermöglichen neben der statischen Tragfähigkeit theoretisch eine Absorberintegration für den dynamischen Crashlastfall. Das Kernausräum-Konzept besteht dabei aus biegeweichen, zugsteifen Bändern bzw. Schlaufen, die in die Kernstruktur integriert unter einer äußeren Zugbelastung das Kernmaterial der Sandwichstrukturen ausräumen (lokale Druckbelastung). Dabei findet eine Energieabsorption durch ein partielles Druckversagen des Kernmaterials, das Abscheren des Kernmaterials in der Anbindungsebene zu den Deckhäuten sowie durch Reibung statt (Abbildung 4.25).

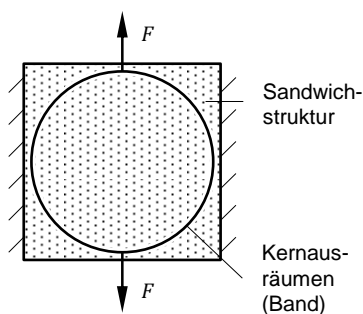


Abbildung 4.25: Energieabsorption durch ein Druck- und Schubversagen des Kernmaterials einer Sandwichstruktur

In einer quasi-statischen Versuchsreihe (50 mm/min) wurde das Energieabsorptionsvermögen unterschiedlicher Kernmaterialien mittels einfacher Druckversuche untersucht. Hierbei wurde das Kernmaterial zwischen den Deckhäuten der Sandwichstruktur über einen metallischen Druckstempel ausgeräumt und dabei das Druckkraft-Verschiebungs-Verhalten gemessen (Abbildung 4.26). Neben den in der Cargostruktur zum Einsatz kommenden Sandwichstrukturen (siehe Abschnitt 5.2.1.1), deren

Kernstruktur aus Kevlar<sup>®</sup>-Honigwaben besteht, wurden alternative Kernstrukturen aus Aluminium-Honigwaben (ECM 6.4-82 [135]) sowie Rohacell<sup>®</sup>-Schäumen [136], [137] mit vergleichbaren mechanischen Eigenschaften und Materialdichten untersucht. Die Probekörper besitzen eine nominelle Abmessung von 70 mm x 70 mm x  $t$  mm und die Stempelfläche beträgt 70 mm x 7,5 mm. Eine Auswertung der charakteristischen Kennwerte ist in Abhängigkeit der Wabenorientierung (L- und W-Richtung) bzw. der Materialdichte der Schäume in Tabelle 4.11 zusammengefasst. Darin bezieht sich die spezifische Energieabsorption auf die Masse des Kernmaterials, wobei die Auswertung bis zum Kraftanstieg bedingt durch die Materialverdichtung bei ca. 50 mm Verschiebung erfolgte. Anhang A3 enthält die Druckspannungs-Stauchung-Kurven sämtlicher untersuchter Kernmaterialien.

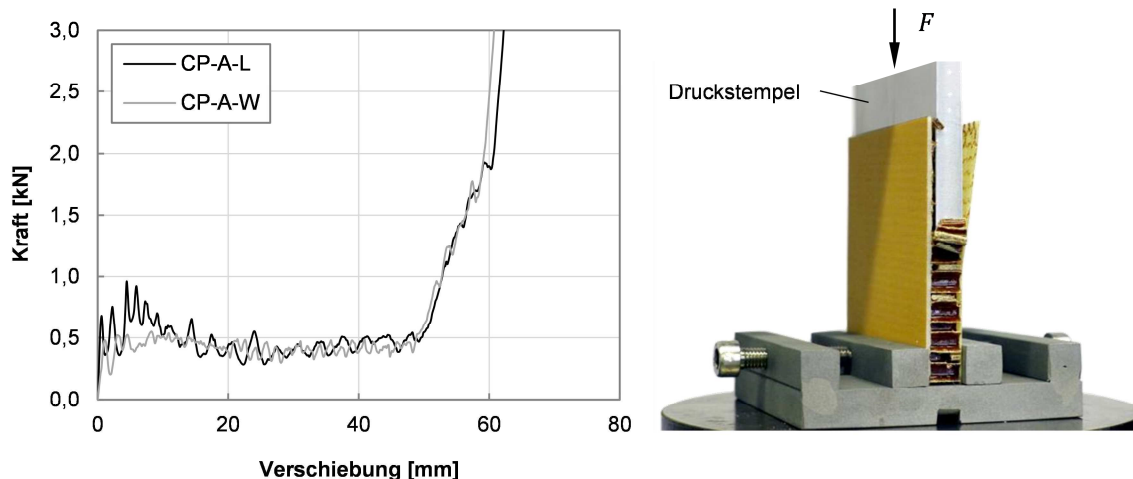


Abbildung 4.26: Druckkraft-Verschiebungs-Diagramm der Konfiguration CP-A

Da der ideale Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf der Kernausräumversuche nicht der an den Zugschlaufen angreifende Absorberkraft entspricht, wurde ein analytischer Ansatz zur Abschätzung der Zugkraft auf Basis einer idealisierten Druckkraft-Verschiebungs-Kurve unter Verwendung folgender Annahmen hergeleitet:

- Die Zugschleife ist zugsteif und biegeweich
- Die Zugschleife weist zu jedem Deformationszeitpunkt die Geometrie eines idealen Kreissegmentbogens mit konstanter Bogenlänge auf und besitzt zu Beginn einen Mittelpunktswinkel von 180°
- Die Zugschleife schert das Kernmaterial im Bereich der Anbindung an die Deckhäute ab und zerdrückt das eingeschlossene Kernvolumen
- Der Druckkraftverlauf der gekrümmten Zugschleife entspricht dem idealen Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf eines Druckversuchs mit starrem Stempel

Tabelle 4.11: Charakteristische Kennwerte von Kernstrukturen unter idealer Druckbelastung (Stempelfläche: 70 mm x 7,5 mm; Probenlänge: 70 mm)

Material	Konfig.	E [MPa]	$\sigma_m$ [MPa]	$e_G$ [-]	$e_L$ [-]	$e_{\Delta L}$ [-]	$e_R$ [-]	$e_T$ [-]	$E_v$ [J/cm <sup>3</sup> ]	$E_s$ [kJ/kg]
<b>CP-A</b>	L-Richt.	228	0,9	0,71	0,49	0,35	-	-	0,7	9,2
	W-Richt.	62	0,8	0,71	0,71	0,38	-	-	0,6	8,2
<b>CP-B</b>	L-Richt.	160	0,9	0,71	0,61	0,53	-	-	0,7	9,3
	W-Richt.	73	0,9	0,71	0,73	0,71	-	-	0,6	8,5
<b>CP-C</b>	L-Richt.	74	0,8	0,71	0,59	0,46	-	-	0,5	11,2
	W-Richt.	31	0,5	0,71	0,71	0,68	-	-	0,4	7,9
<b>ECM 6.4-82</b>	L-Richt.	239	2,1	0,71	0,57	0,37	-	-	1,5	18,0
	W-Richt.	175	2,3	0,71	0,61	0,41	-	-	1,6	20,0
<b>Rohacell®</b>	75 kg/m <sup>3</sup>	246	2,5	0,28	0,83	0,83	-	-	0,7	9,2
<b>HERO</b>	110 kg/m <sup>3</sup>	435	3,9	0,27	0,83	0,82	-	-	1,1	9,6
<b>Rohacell®</b>	75 kg/m <sup>3</sup>	341	3,0	0,57	0,85	0,82	-	-	1,7	23,2
<b>WF</b>	110 kg/m <sup>3</sup>	358	5,7	0,43	0,88	0,86	-	-	2,4	22,2

Über eine Parametrisierung der Verschiebungen der Kraftangriffspunkte  $y(t)$  der Druckkraft und  $x(t)$  der Zugkraft kann unter Verwendung der genannten Annahmen über ein Gleichsetzen der jeweils verrichteten Arbeit von  $F_D$  und  $F_Z$  der sich einstellende Zugkraft-Verschiebungs-Verlauf ermittelt werden (Abbildung 4.27). Dabei resultiert die stark nichtlineare Zunahme der Zugkraft aus einem nichtlinearen Verschiebungsverlauf der entsprechenden Kraftangriffspunkte. Während die Höhe  $y(t)$  der Schlaufe linear abnimmt, nimmt die Länge der Kreissehne  $x(t)$  des idealen Kreisbogensegments nichtlinear bis zum Erreichen der maximalen Verschiebung von  $x_{max} = y_0 \cdot (\pi - 2)$  zu. Der mit der vollständigen Verdichtung des Kernmaterials einhergehende Kraftanstieg bei ca. 70% technischer Stauchung wird bereits nach einer Verschiebung der Kraftangriffspunkte der Zugkraft von ca. 57 mm erreicht ( $x_0 = 100$  mm). Folglich weicht auch die Kraft-Verschiebungs-Charakteristik, wie in Abbildung 4.27 gezeigt, deutlich von der des idealen Druckversuchs ab, was sich nicht nur auf die effektive Geometrie-, sondern auch auf die effektive Lastausnutzung sowie die mittlere Deformationskraft negativ auswirkt. Da die sich einstellende Absorbercharakteristik deutlich von der eines idealen Absorbers abweicht und zugleich die spezifische Energieabsorption unter idealen Bedingungen in  $E_s$ -Werten von maximal 20 kJ/kg resultiert, wurden weitere Einflussfaktoren wie beispielsweise die Lastrate oder die Temperatur für das Kernausräum-Konzept nicht untersucht.

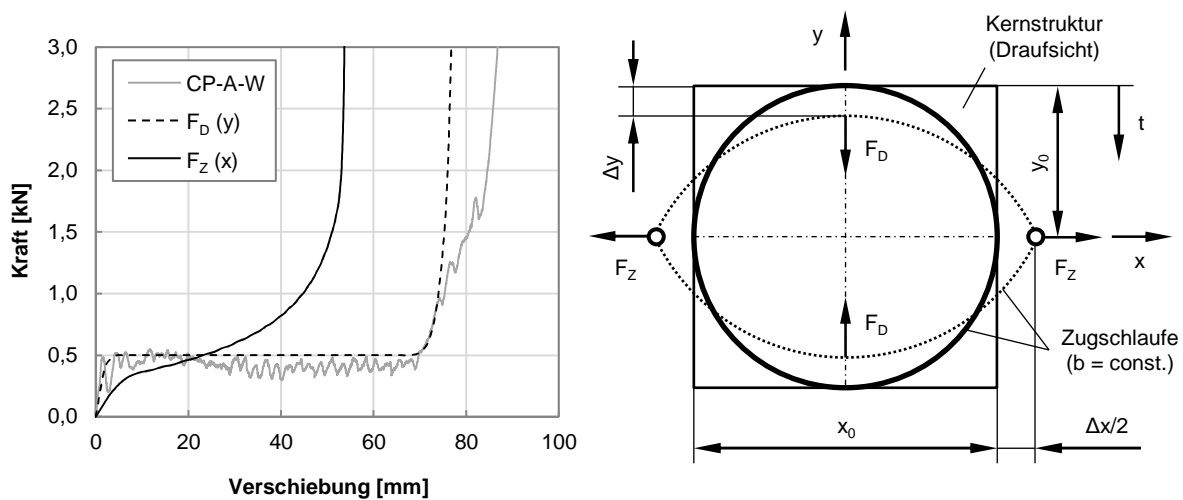


Abbildung 4.27: Vergleich zwischen Druckkraft und Zugkraft in Abhängigkeit der Verschiebung (analytischer Ansatz)

Ein vergleichbares Energieabsorptionskonzept, in dem ein Schaum ( $48 \text{ kg/m}^3$ ) im Inneren einer flexiblen Geflechschlauchstruktur aus CF/PUR unter einer äußeren Zugbelastung zerdrückt wird, wurde in [138], [139] untersucht. Die experimentellen Untersuchungen resultieren in Abhängigkeit des Faserwinkels in  $E_S$ -Werten von 7-17 kJ/kg, zeigen jedoch, vergleichbar zu den Ergebnissen dieser Studie, ebenfalls eine deutliche Abweichung des Kraft-Verschiebungs-Verlaufs von dem eines idealen Energieabsorbers. Untersuchungen in [140] an in Reihe geschalteten, wellförmigen Sandwichstrukturen, ähnlich dem bistabilen Konzept mit CF/EP Deckhäuten und einem Kern aus PMI, wobei unter einer äußeren Zugbelastung das Kernmaterial durch die Decklagen komprimiert wird, resultieren in einem spezifischen Energieabsorptionsvermögen von ca. 10 kJ/kg.

#### 4.2.2 Bolzendurchzug-Konzept

Ein weiteres, in die Rumpfstruktur integrierbares Absorberkonzept, das auf dem Fragmentieren von FKV unter lokaler Druckbelastung basiert, ist das Bolzendurchzug-Konzept. Hierbei wird ein metallischer Bolzen, z. B. einer Nietverbindung, in der Ebene durch ein Laminat gezogen, wobei dieses aufgeschlitzt wird (Abbildung 4.28). Durch das sich einstellende, progressive Lochleibungsversagen wird die kinetische Energie in Form von Materialversagen und Reibung in innere Energie umgewandelt.

Das Versagen von FKV unter Lochleibung, das durch intra- und interlaminare Rissbildung in Form von Zwischenfaserbruch und Delamination sowie durch Faserschubknicken initiiert wird, stellt aufgrund seines progressiven und gutmütigen Versagens-

charakters das zu bevorzugende Kriterium für die Dimensionierung von Nietverbindungen in FKV dar [109]. Mit fortschreitender Bolzenverschiebung treten weitere energieabsorbierende Mechanismen, wie z. B. Laminatbiegung, Faserbruch und Reibung vergleichbar zu dem in Abschnitt 2.1 bereits beschriebenen Crushing bzw. Fragmentieren von FKV unter Druckbelastung, auf. Folglich besitzt das hier dargestellte Konzept zur Energieabsorption unter Zugbelastung neben einer hohen zu erwartenden massenspezifischen Energieabsorption vor allem ein hohes Potenzial zur Integration in eine bestehende FKV-Struktur bzw. Verbindung.

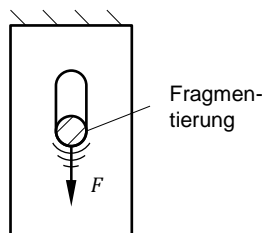


Abbildung 4.28: Energieabsorption durch progressives Lochleibungsversagen

Bisherige Untersuchungen konzentrierten sich mehr auf den Aspekt der Integration dieses Energieabsorptionsmechanismus in vorhandene FKV-Strukturen als auf eine generelle Analyse des Konzepts, der vorherrschenden Versagensmechanismen sowie möglicher Einflussfaktoren. Eine erstmalige Beschreibung des Konzepts erfolgte durch Extra [141] in Form einer energieabsorbierenden Vorrichtung für Pilotensitze. Darin wird für die Lastbegrenzung im Crashlastfall, genau wie in den Untersuchungen von Lützenburger et al. [142] zu energieabsorbierenden Sitzanbindungen für Helikoptersitze, eine FKV-Platte aus GFK eingesetzt. Auch die Untersuchungen von Olschinka et al. [143], [144] zur Auslegung von Flugzeugsitzen für den Crashlastfall thematisieren als möglichen Energieabsorptionsmechanismus das progressive Lochleibungsversagen im Bereich der unteren Sitzanbindung. Die bislang umfangreichste experimentelle Studie zum Bolzendurchzug-Konzept erfolgte jedoch durch Pein et al. [14]-[18], [21] in Form von zugbelasteten Lastbegrenzern für Überkopfgepäckfächer in Transportflugzeugen. Darin wurden neben dem grundsätzlichen Materialeinfluss mögliche Triggermechanismen, der Einfluss von Verstärkungselementen in Laminatdickenrichtung sowie geometrische Parameter, wie z. B. die Plattendicke und der Bolzendurchmesser für CF/EP, GF/EP und GF/PF untersucht. Quasi-statische und kurzzeitdynamische Untersuchungen führten zu  $E_s$ -Werten zwischen 50-120 kJ/kg. Dabei lässt sich durch eine geeignete Wahl des Triggermechanismus ein

annähernd ideales Kraft-Verschiebungs-Verhalten erzielen. Aktuelle Untersuchungen von Feser et al. [145] thematisieren die Integration des betrachteten Absorberkonzepts in die seitliche Querträgeranbindung des Passagierbodens von Flugzeugrumpfstrukturen für den Crashlastfall. Neben der Integration werden auch numerische Untersuchungen mit einem makroskopischen Modellierungsansatz gezeigt. Da sowohl die spezifische Energieabsorption als auch das sich einstellende Kraft-Verschiebungs-Verhalten unter anderem stark von der gewählten Materialkonfiguration und den geometrischen Zusammenhängen abhängt, lassen sich an dieser Stelle keine allgemeingültigen Kennwerte für das Bolzendurchzug-Konzept angeben. Die in Tabelle 4.12 gezeigten, repräsentativen Kennwerte basieren auf der in Abschnitt 5.2.2 durchgeführten experimentellen Studie an HTA-Kohlenstofffasergewebe mit RTM 6 Epoxidharz mit quasi-isotropen Lagenaufbau ( $t = 1,80$  mm) und einem Bolzendurchmesser von  $d = 8$  mm.

Tabelle 4.12: Charakteristische Kennwerte des Bolzendurchzug-Konzepts am Beispiel von gewebeverstärktem CF/EP (quasi-isotrop)

Konfiguration	K [kN/mm]	F <sub>m</sub> [kN]	e <sub>G</sub> [-]	e <sub>L</sub> [-]	e <sub>ΔL</sub> [-]	e <sub>R,3m/s</sub> [-]	e <sub>T,-20°C</sub> [-]	e <sub>T,60°C</sub> [-]	E <sub>s</sub> [kJ/kg]
Quasi-statisch (RT)	3,67	2,8	1,00	0,82	0,80	0,82	-	-	102,5
Dynamisch (3 m/s, RT)	3,75	2,3	1,00	0,79	0,81	-	0,97	0,95	83,9
Dynamisch (3 m/s, -20 °C)	3,24	2,2	1,00	0,83	0,80	-	-	-	81,0
Dynamisch (3 m/s, 60 °C)	3,22	2,2	1,00	0,80	0,77	-	-	-	79,8

Kapitel 5 enthält eine umfassende experimentelle, analytische und numerische Untersuchung des Bolzendurchzug-Konzepts, da dieses in der im Anschluss gezeigten konzeptübergreifenden Nutzwertanalyse zur Auswahl eines geeigneten Energieabsorbers unter Zugbelastung aufgrund der Kombination aus hoher spezifischer Energieabsorption, annähernd idealer Absorbercharakteristik und hohem Integrationspotenzial die höchste Bewertung und damit den ersten Rang erreicht hat.

### 4.3 Bewertung der Ergebnisse

Eine Bewertung der in diesem Kapitel untersuchten zugbelasteten Absorberkonzepte soll analog zu der in Abschnitt 3.5 gezeigten Nutzwertanalyse zur Bewertung des Energieabsorptionsvermögens von Materialien unter Zugbelastung durchgeführt werden. Dabei erfolgt die Bewertung der Absorberkonzepte auf Strukturebene eben-

falls anhand der charakteristischen Kennwerte aus Abschnitt 2.2. Neben den bereits gezeigten quantitativen Bewertungskriterien, wie z. B. der spezifischen Energieabsorption auf Materialebene  $E_s$ , der Steifigkeit  $K$  (normiert auf eine Ausgangslänge  $l_0 = 100$  mm), der effektiven Last- und Geometrieausnutzung  $e_L$  und  $e_G$ , der Lastschwankung  $e_{\Delta L}$  sowie der Lastraten- und Temperaturabhängigkeit  $e_R$  (3 m/s) und  $e_T$  (-20 °C bis 60 °C), sollen in dieser Nutzwertanalyse auf Strukturebene auch der Einfluss von Zusatzmassen, z. B. für konstruktive Lastumleitungen, sowie das generelle Integrationspotenzial für die betrachtete Flugzeugrumpfstruktur aus CFK bewertet werden. Da der Temperatureinfluss nicht für alle Konzepte untersucht wurde, fließt dieser nicht in die Bewertung mit ein. Die Gewichtung der Bewertungskriterien erfolgte gemäß den Erläuterungen in Abschnitt 2.4 und ist vergleichbar zur gewählten Gewichtung in Abschnitt 3.5. Für einen generellen Vergleich zwischen Materialien und Strukturen wurde das jeweils bestbewertete Material der untersuchten Werkstoffklassen aus Kapitel 3 ebenfalls in die hier durchgeführte Nutzwertanalyse auf Strukturebene miteinbezogen. Das Integrationspotenzial  $e_I$  bzw. die Nutzung vorhandener Strukturen lässt sich dabei mit „vollständig“ (= 1), „teilweise“ (= ½) und „nicht“ (= 0) integrierbar, was zugleich einem separaten Absorber entspricht, bewerten. Das Kriterium zur Bewertung der benötigten Zusatzmassen  $e_M$  entspricht, wie in Abbildung 2.6 gezeigt, einem Faktor zur Reduktion der spezifischen Energieabsorption, sodass sich der  $E_s$ -Wert auf Absorberebene entsprechend verringert. Für eine einfache Lastumleitung, um eine globale Zuglast in eine lokale Drucklast umzuwandeln, wird lastflussbedingt mindestens zweimal die Masse der Struktur benötigt, die für die eigentliche Energieabsorption erforderlich ist, was in einem  $e_M$ -Wert von 2 resultiert und folglich gleichbedeutend mit einer Halbierung der spezifischen Energieabsorption ist. Die in Tabelle 4.13 enthaltenen Werte zum Temperatureinfluss  $e_T$  entsprechen dem Mittelwert der betragsmäßigen Abweichung der oberen  $e_{T,60^\circ\text{C}}$  und unteren  $e_{T,-20^\circ\text{C}}$  Prüftemperatur und stellen damit ein Maß für die mittlere Schwankungsbreite im betrachteten Temperaturintervall dar.

Je nach Wichtigkeit der jeweiligen Bewertungskriterien kann sich eine andere Rangfolge (R) für die untersuchten Energieabsorberkonzepte ergeben, weshalb das in Tabelle 4.13 und Abbildung 4.29 enthaltene Ergebnis der Nutzwertanalyse nur eine Möglichkeit darstellt und sich für einen anderen Bauraum bzw. andere Anforderungen und Randbedingungen entsprechend ändern kann.



Tabelle 4.13: Gewichtete Bewertung (GW), Rang (R) und charakteristische Kennwerte der untersuchten Absorberkonzepte für den Anwendungsfall der Energieabsorption unter Zugbelastung auf Strukturebene

Konfiguration	GW	R	K [kN/mm]	e <sub>G</sub> [-]	e <sub>L</sub> [-]	e <sub>ΔL</sub> [-]	e <sub>E</sub> [-]	e <sub>R</sub> [-]	e <sub>T</sub> [-]	e <sub>I</sub> [-]	e <sub>M</sub> [-]	E <sub>s</sub> [kJ/kg]
Rel. Gewichtung	1,00		0,10	0,10	0,07	0,07	-	0,17	-	0,13	0,17	0,17
<b>Werkstoffe unter Zugbelastung</b> (Abschnitt 3)												
Metalle	0,60	4	37,5 <sup>1</sup>	0,68	0,89	0,75	0,61	0,83	0,92	0	1	74,5
Polymere	0,55	5	0,69 <sup>1</sup>	3,02	0,69	0,70	2,09	0,22	-	0	1	123,3
FKV (±45°)	0,44	9	5,25 <sup>1</sup>	0,15	0,76	0,71	0,12	1,11	-	0	1	19,8
<b>Strukturen unter globaler Zugbelastung</b> (Abschnitt 4.1)												
Garnschl.-Konzept	0,62	3	0,06 <sup>1</sup>	3,65	0,51	0,35	1,86	1,00	0,78	0	1	135,6
Nahtaufr.-Konzept	0,53	6	0,66	2,00	0,62	0,47	1,24	0,75	0,94	0	1	104,8
Pinauszug-Konzept	0,50	7	0,41	1,00	0,58	0,26	0,58	1,30 <sup>2</sup>	-	½	1	6,6
Reib-Konzept	0,49	8	0,03	1,00	0,94	0,94	0,94	1,00 <sup>2</sup>	-	0	2	98,9
Zugbiege-Konzept	0,38	11	4,40	1,00	0,94	0,96	0,94	1,00 <sup>2</sup>	-	0	2	6,0
Bistabiles-Konzept	0,37	12	0,86	0,40	0,35	0,32	0,14	1,00 <sup>2</sup>	-	0	1	23,4
<b>Strukturen unter globaler Zug- und lokaler Druckbelastung</b> (Abschnitt 4.2)												
Kernausr.-Konzept	0,41	10	0,61 <sup>1</sup>	0,71	0,67	0,62	0,48	1,00 <sup>2</sup>	-	½	2	8,9
Bolzend.-Konzept (monolith. FKV)	0,64	1	3,67	1,00	0,82	0,80	0,82	0,82	0,96	1	2	102,5
Bolzend.-Konzept (Sandwich)	0,62	2	1,77	1,00	0,86	0,84	0,86	0,97	-	1	2	77,1

<sup>1)</sup> normiert auf eine Ausgangslänge von  $l_0 = 100$  mm, <sup>2)</sup> Annahmen

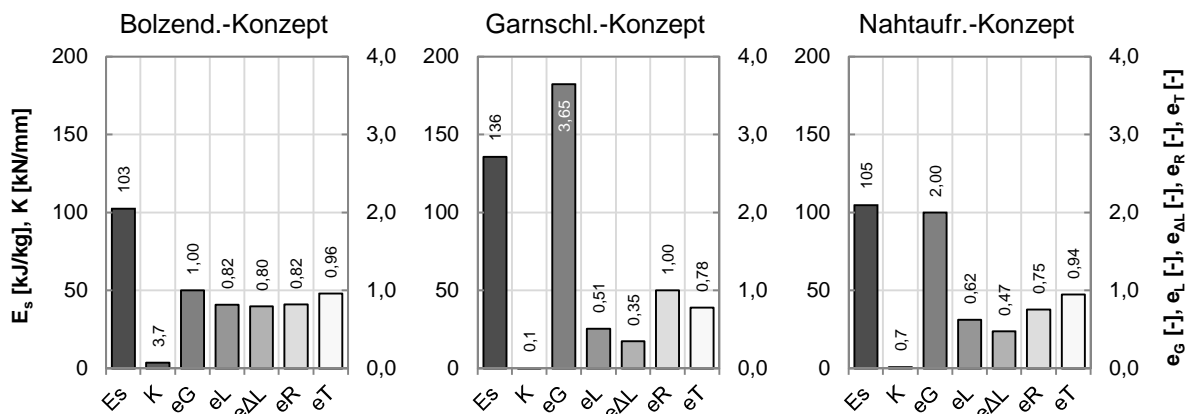


Abbildung 4.29: Charakteristische Kennwerte des Bolzendurchzug- (Rang 1), Garnschlaufen- (Rang 3) und Nahtaufreiß-Konzepts (Rang 6)

Für die hier gewählte Gewichtung der Bewertungskriterien erreicht das Bolzendurchzug-Konzept, das sich in die untere Rumpfstruktur integrieren lässt, mit einem Gesamtwert von 0,64 bzw. 0,62 Rang 1 bzw. 2. Bei einer fehlenden Integrierbarkeit ( $e_f = 0,0$ ) erreicht das Konzept nur Rang 7-8, was zugleich eine Bestätigung für den eingangs beschriebenen Ausschluss klassischer nicht integrierbarer Druckabsorber, wie z. B. Crushing-Absorber, die vergleichbare charakteristische Kennwerte wie das hier gezeigte Bolzendurchzug-Konzept aufweisen, darstellt. Das Garnschlaufen-Konzept erreicht aufgrund seiner äußerst hohen spezifischen Energieabsorption von ca. 135 kJ/kg und dem vernachlässigbaren Lastrateneinfluss mit einem Gesamtwert von 0,62 Rang 3, dicht gefolgt vom Nahtaufreiß-Konzept, das jedoch im direkten Vergleich mit einfachen Werkstoffen unter Zugbelastung aufgrund der niedrigeren spezifischen Energieabsorption (Stützstruktur des Gurtes) mit einem Gesamtwert von 0,53 Rang 6 erreicht. Der Hauptvorteil dieses Konzepts liegt jedoch in der generellen Einstellbarkeit der Kraft-Verschiebungs-Charakteristik (Nahtgeometrie) sowie in der Unabhängigkeit der Absorptionslänge im Vergleich zu den einfachen Werkstoffen, deren maximale Absorptionslänge durch die Bruchdehnung bestimmt wird.

Neben der hier gezeigten systematischen Vorgehensweise zur Auswahl von Absorberkonzepten für einen gegebenen Anwendungsfall muss vor allem der zur Verfügung stehende Bauraum in Verbindung mit der geforderten Energieabsorption (mittlere Deformationskraft, maximale Absorptionslänge) berücksichtigt werden. Dies kann unter Umständen dazu führen, dass einige Absorberkonzepte wie beispielsweise das Pinauszug- oder das Kernausräum-Konzept trotz der Möglichkeit vorhandene Strukturen zu nutzen, die geforderte Energieaufnahme innerhalb der gegebenen Randbedingungen nicht erreichen. In diesem Kapitel wurden mögliche Absorberkonzepte für einen Anwendungsfall unter globaler Zugbelastung vor dem primären Hintergrund der Vorauslegung entsprechender Crashstrukturen untersucht und in einer konzeptübergreifenden Nutzwertanalyse miteinander verglichen. Es konnte gezeigt werden, dass sich neben der plastischen Zugdeformation von Werkstoffen (Garnschlaufen-Konzept, Leichtbauwerkstoffe) in Abhängigkeit des Anwendungsfalls auch klassische Druckabsorber (Bolzendurchzug-Konzept) für eine entsprechende Aufgabe eignen können. Unter den Gesichtspunkten der Leichtbauanforderung (Gewicht, Strukturintegration), der Robustheit sowie der Funktionserfüllung, wie z. B. die Einstellbarkeit des Kraft-Verschiebungs-Verhaltens, zeigt vor allem das in die Rumpfstruktur aus CFK integrierbare Bolzendurchzug-Konzept ein hohes Potenzial.

## 5 Bolzendurchzug-Konzept

Die generelle Eignung des Energieabsorptionskonzepts, basierend auf dem progressiven Lochleibungsversagen, wurde, wie bereits in Abschnitt 4.2.2 dargestellt, in unterschiedlichen Studien vor dem primären Hintergrund der Integration des Energieabsorptionsmechanismus in vorhandene FKV-Strukturen gezeigt [14]-[18], [21], [141]-[145]. Bis auf die experimentellen Studien von Pein [21] existieren jedoch keine Informationen zum grundsätzlichen Verhalten sowie dem Einfluss von möglichen Stellgrößen für eine Vorauslegung dieses Absorberkonzepts.

Ausgehend von den geometrischen Zusammenhängen und den dominierenden Versagensmechanismen enthält das folgende Kapitel neben einer umfassenden experimentellen Studie zum Einfluss der gewählten Materialkonfiguration und Geometrie unter quasi-statischer als auch dynamischer Zugbelastung einen aus den experimentellen Ergebnissen abgeleiteten analytischen Ansatz zur Beschreibung des Kraft-Verschiebungs-Verhaltens basierend auf ebendiesen materiellen und geometrischen Parametern. Des Weiteren wird der Einfluss der Temperatur, der sich anders als der Einfluss von Medien nicht über konstruktive Maßnahmen beseitigen lässt, für den in dieser Arbeit betrachteten Temperaturbereich zwischen  $-20\text{ °C}$  und  $60\text{ °C}$  bestimmt. In einer abschließenden Studie soll die generelle Eignung numerischer Methoden für eine Abschätzung der sich einstellenden mittleren Deformationskraft unter dem Gesichtspunkt der Vorauslegung untersucht und bewertet werden.

### 5.1 Geometrische Zusammenhänge und Einflussfaktoren

Da im Bereich vor dem Bolzen eine lokale Druckbelastung im FKV vorherrscht, wird im Folgenden ein Überblick über das progressive Versagensverhalten von FKV unter ebendieser Belastung gegeben. Nach Farley und Jones [59] kann dieses Versagensverhalten in vier generelle Versagensmoden (Modus 1-4, Abbildung 5.1) unterschieden werden, wobei ein Versagen unter Sprödbbruch (Modus 3) eine Kombination aus transversalem Schubversagen (Modus 1) und Laminatbiegeversagen (Modus 2) darstellt. Das transversale Schubversagen tritt genau wie das Versagen unter Laminatbiegung vorrangig bei spröden FKV auf. Ausgehend von inter- und intralaminaren Rissen in der Größenordnung der Materialdicke kommt es mit fortschreitendem Risswachstum bei transversalem Schubversagen zum Abscheren einzelner Schichten bzw. Laminatbündel, was in der charakteristischen, keilförmigen Bruchfläche resultiert. Die Hauptenergieabsorptionsmechanismen sind neben Risswachstum,

Bruchvorgänge und Fragmentierung der Laminatschichten. Anders als beim transversalen Schubversagen sind die Längsrisse beim Laminatbiegeversagen deutlich länger. Die entstehenden Laminatbündel brechen jedoch nicht sofort, sondern führen mit fortschreitender Biegedeformation zu einem Wachstum der Risse und Delaminationen, was zugleich einen der Hauptenergieabsorptionsmechanismen dieses Versagensmodus darstellt. Weiter leisten Reibungseffekte zwischen den Faserbündeln untereinander sowie zwischen den Faserbündeln und der Krafteinleitung einen bedeutenden Beitrag zur Energieabsorption.

Beim Versagen unter Sprödbrech kommt es im Vergleich zum Laminatbiegeversagen zum Faserbruch nahe der Wurzel, woraufhin sich mit fortschreitendem Risswachstum neue Faserbündel bilden, die wiederum mit fortschreitender Biegedeformation erneut versagen. Der sich aus Fragmenten und Abrieb bildende Keil in Plattenmitte begünstigt dabei die fortschreitende Biegedeformation der äußeren Laminatschichten. Folglich vereinen sich die jeweiligen Hauptenergieabsorptionsmechanismen, bestehend aus Rissbildung und -wachstum, biegeinduziertem Faserbruch sowie Reibung in diesem Versagensmodus.

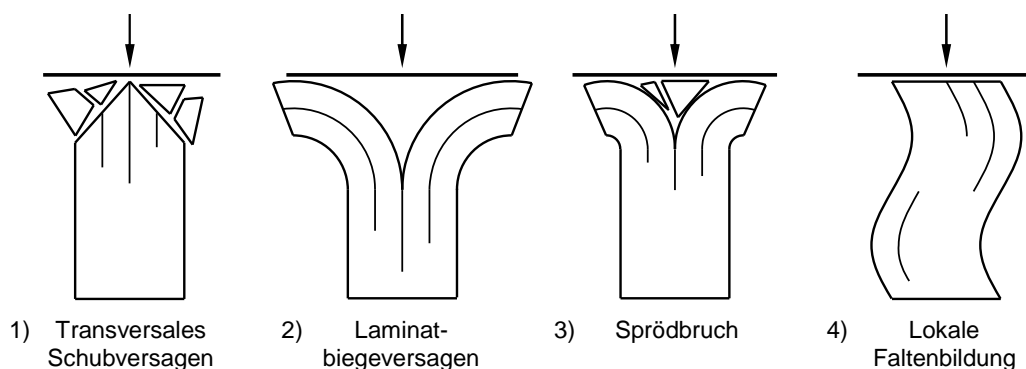


Abbildung 5.1: Versagensmoden von FKV unter Druckbelastung (Modus 1-4)

Das Versagen durch lokale Faltenbildung (Modus 4) ist vergleichbar mit dem Deformationsvorgang von duktilen Metallen unter Druckbelastung und tritt hauptsächlich bei duktilen FKV mit einem gewissen plastischen Deformationsvermögen auf. Die Energie wird durch plastische Deformation der Faser und Matrix, sowie durch Rissbildung und Delaminationen aufgrund der interlaminaren Schubbelastung in den Materialfalten aufgenommen.

Mamalis et al. [24] beschreiben mit dem unkontrollierten, katastrophalen Strukturversagen einen fünften Versagensmodus von dünnwandigen FKV-Strukturen unter

Druckbelastung. Aufgrund der damit verbundenen geringen Energieaufnahme ist dieser jedoch über entsprechende geometrische Maßnahmen (Triggermechanismen, Stabilisierung, etc.) generell zu vermeiden.

Abbildung 5.2 zeigt neben den geometrischen Zusammenhängen des betrachteten Bolzendurchzug-Konzepts das charakteristische Versagen unter Modus 3, bei dem der Bereich vor dem Bolzen sowohl unter Transversalschub- und Druckversagen als auch im Anschluss an die Bildung eines Keils aus fragmentiertem Material durch biegeinduzierten Faser- und Zwischenfaserbruch versagt. Der zu Beginn der Schädigung initiierte, zentrale interlaminaire Riss wird durch den Keil aus Fragmenten während der Bewegung des Bolzens vor diesem hergetrieben. Neben den eben beschriebenen Versagensmechanismen spielt auch die Reibung zwischen Faserbündeln und Fragmenten (Keil) sowie zwischen Faserbündeln und Bolzen (Krafteinleitung) eine wichtige Rolle für den Vorgang der Energieabsorption. Im seitlichen Bereich des Bolzens führt eine Schubbelastung zum Materialversagen, welche wiederum das Ausräumen des Materials vor dem Bolzen ermöglicht.

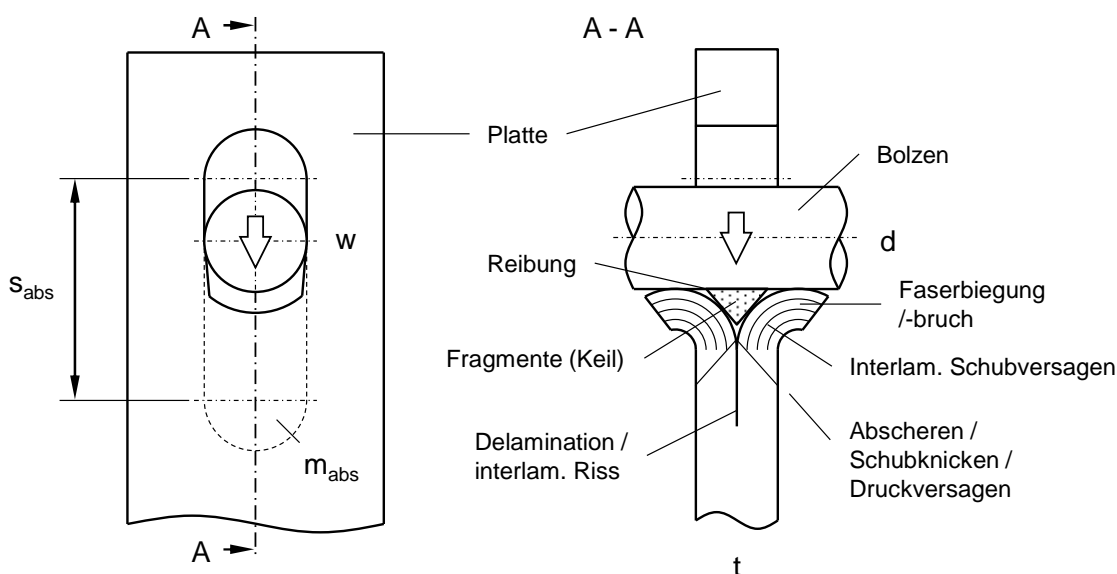


Abbildung 5.2: Geometrische Zusammenhänge und Versagensmechanismen des Bolzendurchzug-Konzepts

Mögliche Einflussfaktoren für den hier betrachteten Energieabsorptionsmechanismus sind in Abbildung 5.3 zusammengefasst und lassen sich in die Kategorien Material, Geometrie, Belastung und Umwelteinflüsse unterteilen. An dieser Stelle soll bereits darauf hingewiesen werden, dass in dieser Arbeit weder der Einfluss von fertigungsbedingten Prozessparametern (Material) noch von Medien (Umwelteinflüsse) auf das

Absorberverhalten untersucht wird. Variationen in der Belastungsrichtung, z. B. durch eine Zugbelastung unter einem Winkel zur eigentlichen Bewegungsrichtung des Bolzens sind ebenfalls nicht Bestandteil der hier gezeigten Studie zum progressiven Lochleibungsversagen, wurden aber von Feser et al. [145] untersucht.

<b>Material</b>	<b>Geometrie</b>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Fasermaterial</li> <li>• Matrixmaterial</li> <li>• Faserorientierung</li> <li>• Faserarchitektur</li> <li>• Prozessparameter</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Bolzendurchmesser d</li> <li>• Plattendicke t</li> <li>• Verbleibende Plattenbreite w</li> <li>• Triggermechanismen</li> </ul>
<b>Einflussfaktoren „progressives Lochleibungsversagen“</b>	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Lastrate</li> <li>• Lasteinleitung (Zug / Druck)</li> <li>• Variation in der Belastungsrichtung (schiefe Belastung)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Temperatur</li> <li>• Medien</li> </ul>
<b>Belastung</b>	<b>Umwelteinflüsse</b>

Abbildung 5.3: Einflussfaktoren zum progressiven Lochleibungsversagen

Für ein stabiles progressives Versagensverhalten ohne anfängliche Kraftüberhöhung eignet sich der Einsatz von Triggermechanismen, die durch eine Reduktion der initialen Kontaktfläche zu einer lokalen Spannungskonzentration führen und damit ein kontrolliertes Versagen, ausgehend von der Schadensinitiierung im Bereich der Triggerung, ermöglichen [146]. Pein [21] hat für das hier betrachtete Bolzendurchzug-Konzept verschiedene Triggermechanismen analysiert, mit dem Ergebnis, dass sich die Verwendung von Triggern positiv auf die effektive Lastausnutzung  $e_L$  aufgrund des reduzierten Kraftpeaks zu Beginn des Kraft-Verschiebungs-Verlaufs auswirkt. Die endgültige Wahl der Triggergeometrie ist jedoch von der jeweiligen Anwendung abhängig. So muss beispielsweise bei der Integration des Energieabsorptionsmechanismus in eine bestehende Nietverbindung die statische Tragfähigkeit der Verbindung gewährleistet sein. Da der Einfluss von Triggermechanismen nicht im Mittelpunkt der Untersuchungen steht, werden sämtliche Proben mit einer beidseitigen Kegelsenkung unter  $45^\circ$  ähnlich einem „Steeple“-Trigger [147] versehen, was in einem anfänglichen Linienkontakt zwischen Bolzen und Laminat resultiert.

## 5.2 Experimentelle Untersuchung

### 5.2.1 Material- und Lastrateinfluss

In den nachfolgenden Abschnitten wird neben dem grundsätzlichen Einfluss von Faser- und Matrixmaterial auf das Energieabsorptionsvermögen von monolithischen, FKV unter progressivem Lochleibungsversagen auch der Einfluss der Faserorientierung, Faserarchitektur sowie Lastrate in einer experimentellen Studie untersucht.

In [21] wurde der Einfluss der Faserarchitektur am Beispiel von CF/EP-Laminaten aus unidirektionalem (UD) und gewebeverstärktem (2D) Fasermaterial der gleichen HTA-Kohlenstofffaser bestimmt. Die Laminat aus UD-Faserlagen zeigten ein starkes Abplatzen und größere Ausbrüche von Laminatschichten, was im Vergleich zu gewebeverstärkten Laminaten der gleichen Materialkonfiguration in einem ca. 10% geringeren Energieabsorptionsvermögen bei gleichzeitig geringerer Reproduzierbarkeit resultierte. Untersuchungen in [39], [148] zeigen einen vergleichbaren Trend der spezifischen Energieabsorption für unidirektional und gewebeverstärkte zylinderförmige Druckabsorber, weshalb in der hier vorgestellten experimentellen Studie ausschließlich gewebeverstärkte FKV auf ihre Eignung für den Einsatz als Absorbermaterial untersucht werden. Ferner führt die formschlüssige Verbindung der Faserrovings in der Einzelschicht zu einer höheren Anzahl an Bruchvorgängen sowie einer geringeren Neigung zum Abplatzen größerer Bruchstücke auf der Laminataußenseite, was wiederum einen direkten Einfluss auf das Energieabsorptionsvermögen hat.

Der in dieser Arbeit betrachtete Bereich der Flugzeugrumpfstruktur ermöglicht auch eine Integration des Energieabsorptionskonzepts in die vorhandenen Fußbodenplatten der Cargostruktur im unteren Rumpfbereich. Die Herstellung dieser Fußbodenplatten erfolgt aufgrund des hohen Leichtbaupotenzials typischerweise in Sandwichbauweise, bestehend aus zwei dünnen, zugsteifen Deckhäuten aus FKV und einer leichten Kernstruktur, z. B. aus Nomex<sup>®</sup>- bzw. Kevlar<sup>®</sup>-Honigwabe zur Erhöhung der Biegesteifigkeit und Aufnahme von Schubbelastungen [149]. Da sich bisherige Studien [21], [141]-[145] ausschließlich mit der Integration des Energieabsorptionskonzeptes in monolithische FKV-Strukturen befassen, soll im Folgenden auch die generelle Eignung von Sandwichstrukturen als Absorbermaterial für das Bolzendurchzug-Konzept versuchstechnisch ermittelt werden.

### 5.2.1.1 Probenspezifikation und -fertigung

Die Fertigung der gewebeverstärkten monolithischen FKV-Proben auf Epoxidharzbasis erfolgte mittels VAP. Hierfür wurden Platten, bestehend aus vorrangig acht trockenen Gewebelagen mit einem Lagenaufbau von  $[(0^\circ/90^\circ) / (90^\circ/0^\circ)]_{ns}$ , was in Abhängigkeit des verwendeten FAW und des sich einstellenden FVG in Plattendicken von ca. 2 mm resultiert, hergestellt. Da zu Beginn der Studie aufgrund der Ergebnisse von Pein [21] von einem linearen Zusammenhang zwischen mittlerer Deformationskraft und Plattendicke ausgegangen wurde, weisen die einzelnen Materialkonfigurationen keine einheitliche Plattendicke auf. Tabelle 5.1 enthält neben den untersuchten gewebeverstärkten Faserhalbzeugen aus HTA-Kohlenstofffaser (CF), E-Glasfaser (GF), HM-Aramidfaser (AF), HM-Vectran<sup>®</sup>-Faser (VF), Dyneema<sup>®</sup>-Faser SK65 (DF) und Stahlfaser (SF) die verwendeten Matrixmaterialien für eine entsprechende Untersuchung des Matrixeinflusses. Die Fertigung der Platten mit thermoplastischer Matrix aus PEEK und PA 6 erfolgte direkt durch den jeweiligen Hersteller. Für Vergleichszwecke zu den Untersuchungen von Pein [21] wurden zudem Proben aus E-Glasfasergewebe-Prepreg (Atlasbindung 1/7, FAW = 296 g/m<sup>2</sup>) mit Phenolharzmatrix nach AIMS05-10-002 [150] untersucht, welches ein typisches Material für Komponenten der Flugzeugkabine darstellt. Bis auf das Stahlfasergewebe wurden Details zu den untersuchten Faser- und Matrixtypen bereits in Abschnitt 3.4.1 gezeigt.

Das Stahlfasergewebe mit der Bezeichnung FA900 der Fa. NV Bekaert besteht aus 90 mm langen Fasern aus rostfreiem Stahl 316L (1.4404) mit einem Durchmesser von 12 µm, die zu einzelnen Faserrovings verdreht und anschließend zu einem Gewebe verwoben werden. Grund für die Untersuchung von Stahlfasern ist eine Eignungsabschätzung des Materials vor dem Hintergrund einer hybriden Materialkonfiguration, wobei für eine generelle Vergleichbarkeit zu den gewöhnlichen Fasertypen ebenfalls ein Gewebe gewählt wurde. Untersuchungen in [151]-[160] zeigen, dass sich durch das Einbetten von Stahlfasern und -drähten nicht nur die mechanischen Eigenschaften, wie Steifigkeit, Festigkeit und Duktilität, sondern auch die elektrischen Eigenschaften von Faserkunststoffverbunden mit gewöhnlicher Faserverstärkung positiv beeinflussen lassen.



Tabelle 5.1: Faser- und Matrixtypen der gewebeverstärkten FKV

Abk.	Bezeichnung	Bindungsart	FAW [g/m <sup>2</sup> ]	Fadenzahl [cm <sup>-1</sup> ] / [cm <sup>-1</sup> ]	Feinheit [tex]
<b>Fasertypen</b>					
CF	HTA-Kohlenstofffaser	Leinwandbindung <sup>1</sup>	200	5 x 5	200 (3k)
GF	E-Glasfaser	Leinwandbindung <sup>1</sup>	390	6 x 6,5	340 / 272
AF	HM-Aramidfaser	Leinwandbindung <sup>1</sup>	170	6,7 x 6,7	121
VF	HM-Vectran <sup>®</sup>	Köperbindung 2/2 <sup>1</sup>	200	6 x 6	167
DF	Dyneema <sup>®</sup> SK65	Leinwandbindung <sup>1</sup>	130	8 x 6	88
SF	Stahlfaser 316L	Leinwandbindung <sup>2</sup>	1195	6,5 x 9,5	500 / 485
<b>Matrixtypen</b>					
EP	Epoxidharz HexFlow <sup>®</sup> RTM 6 (180 °C)				
EPT	Epoxidharz PRISM <sup>™</sup> EP 2400 mit thermoplastischer Zähmodifikation (180 °C)				
EPRT	Epoxidharz EPIKOTE <sup>™</sup> L 20 / Härter EPIKURE <sup>™</sup> EPH 161 (raumaushärtend)				
PEEK	Thermoplastisches Polyetheretherketon (T <sub>s</sub> = 340 °C)				
PA	Thermoplastisches Polyamid 6 (T <sub>s</sub> = 220 °C)				
PF	Phenolharz (135 °C)				

<sup>1)</sup> Lange+Ritter GmbH, <sup>2)</sup> NV Bekaert

Im Anschluss an die Plattenfertigung wurden für die Untersuchung des Einflusses der Faserorientierung Proben sowohl unter 0° als auch unter 45° relativ zur Bolzendurchzugsrichtung mittels Wasserstrahlschneiden entnommen. Die Bezeichnung der in Tabelle 5.2 enthaltenen Materialkonfigurationen A bis J setzt sich aus der jeweiligen Abkürzung des verwendeten Fasermaterials, Matrixmaterials, der Bindungsart (L = Leinwandbindung, K = Köperbindung, A = Atlasbindung) sowie des Faserflächengewichts, getrennt durch einen Bindestrich, zusammen.

Für eine experimentelle Untersuchung von Sandwichstrukturen wurden drei unterschiedliche Sandwichplatten der Fa. Elbe Flugzeugwerke GmbH (EFW) bezogen. Dabei handelt es sich um Fußbodenplatten für Container- (CP-C) und Schwerlastbelastung (CP-A /-B), wobei sich neben der Dichte und Geometrie der Kernstruktur vor allem die Anzahl und Architektur der Einzellagen in der oberen Deckhaut unterscheiden (Tabelle 5.3). Fertigungsbedingt besitzen Honigwabenstrukturen drei Hauptrichtungen T, L und W, wobei T in Dickenrichtung, L in Richtung der parallelen Zellwände und W in Expansionsrichtung der Wabe zeigt. Da Sandwichstrukturen in L- und W-Richtung geometriebedingt ein unterschiedliches mechanisches Verhalten aufweisen, soll in der experimentellen Studie neben der grundsätzlichen Eignung als Absorbermaterial auch der Einfluss der Kernrichtung untersucht werden.

Tabelle 5.2: Untersuchte FKV-Materialkombinationen

Konf.	Materialkombination	Orientierung		Lagenanzahl	t [mm]	$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	FVG [%]
A	CF-EP-L-200	0°/90°	±45°	8	1,80	1,46	51
B	CF-EPT-L-200	0°/90°	±45°	8	1,80	1,50	51
C	CF-PEEK-L-200	0°/90°	±45°	8	1,76	1,55	52
D	GF-EP-L-390	0°/90°	±45°	8	2,70	1,78	45
E	GF-PA-K-600	0°/90°	-	4	2,12	1,80	47
F	GF-PF-A-296	0°/90°	±45°	6	1,65	1,77	42
G	AF-EP-L-170	0°/90°	±45°	8	1,77	1,30	50
H	VF-EP-K-200	0°/90°	±45°	8	2,12	1,28	53
I	DF-EPRT-L-130	0°/90°	±45°	8	2,26	1,06	47
J	SF-EP-L-1195	0°/90°	±45°	4	1,62	4,93	55

Tabelle 5.3: Untersuchte Sandwichstrukturen für eine Konzeptintegration in die Fußbodenplatten der Cargostruktur

Konf.	Deckhautmaterial	Kernmaterial	t [mm]	$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]
CP-A	GF/PF Gewebe-Prepreg, GF/EP UD-Prepreg	Kevlar <sup>®</sup> -Honigwabe, 72 kg/m <sup>3</sup> , 4,0 mm Zellweite [161]	10,10	0,36
CP-B	GF/EP Gewebe-Prepreg	Kevlar <sup>®</sup> -Honigwabe, 72 kg/m <sup>3</sup> , 4,0 mm Zellweite [162]	12,30	0,36
CP-C	GF/EP Gewebe-Prepreg	Kevlar <sup>®</sup> -Honigwabe, 48 kg/m <sup>3</sup> , 3,2 mm Zellweite [162]	9,26	0,20

Die Geometrie der FKV- und Sandwichproben ist in Abbildung 5.4 dargestellt. Für die Versuchsdurchführung wurde eine Einspannvorrichtung entwickelt, die ein Spannen von Proben bis zu einer Dicke von ca. 12 mm über 6 x M6 Schrauben sowie eine Verwendung sowohl in einer Universalprüfmaschine als auch in einer Hochgeschwindigkeitsprüfmaschine ermöglicht (Abbildung 5.5). Bei den verwendeten Bolzen handelt es sich um Zylinderkopf-Passschrauben aus gehärtetem Stahl der Festigkeitsklasse 12.9 mit einem Durchmesser von 8 mm. Die Zugstrebe, die für die Krafteinleitung und Aufnahme des Bolzens dient, sollte zwischen Probekörper und Zugstrebe einen ausreichenden Freiraum von einmal der nominellen Dicke der FKV-Platten von ca. 2 mm für die entstehenden Fragmente aufweisen. Die gewählte Probengeometrie ermöglicht einen Deformationsweg von mindestens 100 mm, wobei davon ausgegangen wird, dass sich das einstellende Kraft-Deformations-Verhalten über eine entsprechende Anpassung der Versuchsvorrichtung und Probengeometrie verlängern lässt.

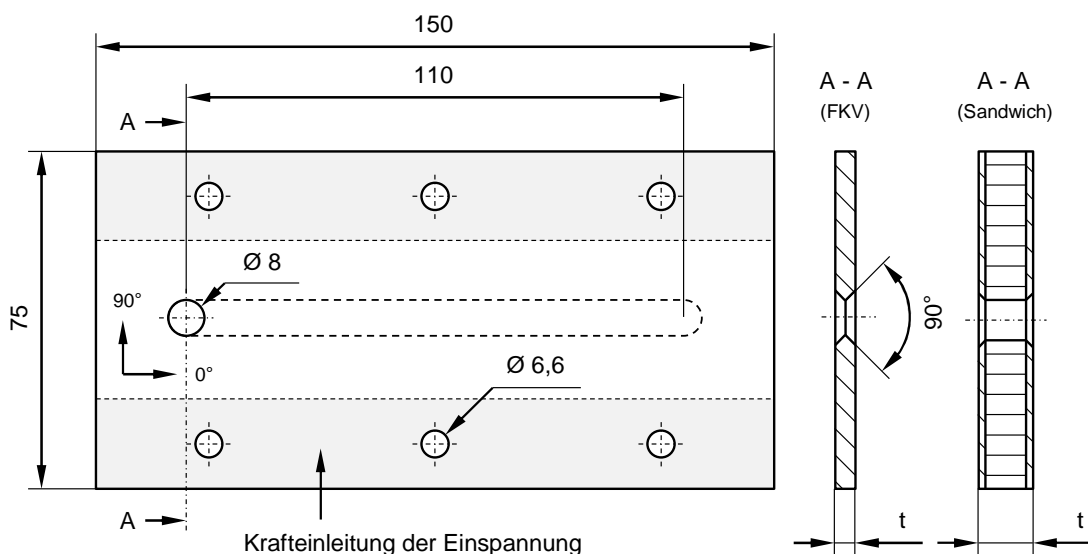


Abbildung 5.4: Triggermechanismus und Probengeometrie in mm

### 5.2.1.2 Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung erfolgte sowohl quasi-statisch (200 mm/min) an einer Universalprüfmaschine vom Typ Zwick Z100 mit 100 kN Kraftmessdose als auch kurzzeitdynamisch (3 m/s) an einer Hochgeschwindigkeitsprüfmaschine vom Typ Zwick HTM 5020 mit 50 kN Kraftmessdose unter Normklima. Für jede Materialkonfiguration und Lastrate wurden jeweils drei Probekörper geprüft. Abbildung 5.5 zeigt in Form einer Bilderserie der Hochgeschwindigkeitskamera die Prüfung der Konfiguration A mit 0°/90°-Orientierung unter kurzzeitdynamischer Zugbelastung mit 3 m/s.

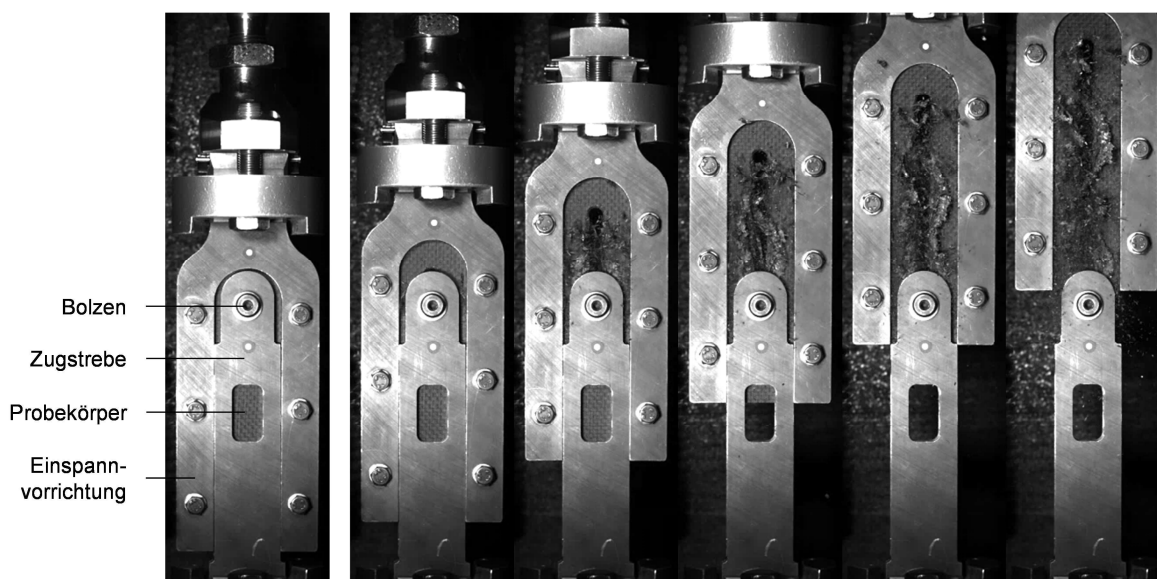


Abbildung 5.5: Kurzzeitdynamische Prüfung mit 3 m/s der Konfiguration A unter 0°/90°-Orientierung

Während der Versuchsdurchführung wurde das Kraft-Verschiebungs-Verhalten der einzelnen Probekörper in einer ausreichend hohen Messfrequenz aufgezeichnet, wobei die Kurven der kurzzeitdynamischen Versuchsreihe mittels eines CFC 900 Filters gefiltert wurden. Eine Auswertung und Diskussion der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit der untersuchten Einflussfaktoren liefern die folgenden Abschnitte.

### 5.2.1.3 Einfluss des Fasermaterials

Ein Vergleich des Einflusses der unterschiedlichen Fasertypen unter 0°/90° Orientierung auf das Energieabsorptionsvermögen zeigt die höchsten spezifischen Energieabsorptionen für die Konfiguration A, B, C und D. Diese zählen in den hier untersuchten FKV zu den vergleichsweise spröden Fasermaterialien. Die duktilen Fasern zeigen ebenfalls hohe  $E_s$ -Werte, diese erreichen jedoch aufgrund des deutlich höheren, seitlichen Schädigungseintrags nicht ganz die der Konfigurationen mit spröden Fasern. Vor dem Hintergrund der Integration, bei der die in Abbildung 5.5 gezeigte Einspannung der Proben von der Struktur selbst, d. h. von dem Material seitlich des Bolzens, übernommen werden muss, ist eine möglichst geringe seitliche Schädigung aus Leichtbausicht zu bevorzugen. Die massenspezifische Energieabsorption ist nach Gleichung (2.10) definiert als der Quotient aus absorbierte Energie  $E_{abs}$  pro zerstörter Masse  $m_{abs}$ , die sich theoretisch aus dem ideal ausgeräumten Volumen nach Gleichung (5.1) ergibt (Abbildung 5.2).

$$m_{abs,ideal} = \rho \cdot V_{abs,ideal} = \rho \cdot t \cdot d \cdot s_{abs} \quad (5.1)$$

Darin ist  $\rho$  die Materialdichte,  $V_{abs,ideal}$  das ideal ausgeräumte Materialvolumen, das sich aus der Plattendicke  $t$ , dem Bolzendurchmesser  $d$  und der Absorptionslänge  $s_{abs}$  bestimmen lässt. Untersuchungen zur seitlichen Schädigungstiefe zeigen jedoch, dass, abhängig vom verwendeten Fasertyp, die tatsächliche Schädigungsbreite um ca. 20% größer für spröde Fasertypen (CF und GF) und um ca. 50% größer für duktile Fasertypen (AF, VF, DF und SF) als der theoretische Wert des Bolzendurchmessers ist. Folglich ergibt sich eine realistische Abschätzung des zerstörten Materials nach Gleichung (5.2) über den Einbezug eines entsprechenden Schädigungsfaktors  $f_{dam}$  zu

$$m_{abs} = f_{dam} \cdot m_{abs,ideal} = f_{dam} \cdot \rho \cdot t \cdot d \cdot s_{abs}. \quad (5.2)$$

Die in den folgenden Abschnitten dargestellten  $E_s$ -Werte enthalten in Abhängigkeit des verwendeten Fasermaterials den entsprechenden Schädigungsfaktor  $f_{dam}$  von 1,2 bzw. 1,5 zur Berücksichtigung der seitlichen Materialschädigung. Diese ist exemplarisch für die Konfigurationen C (CF-PEEK-L-200) und G (AF-EP-L-170) in Abbildung 5.6 und Abbildung 5.7 für eine Faserorientierung von  $0^\circ/90^\circ$  dargestellt.

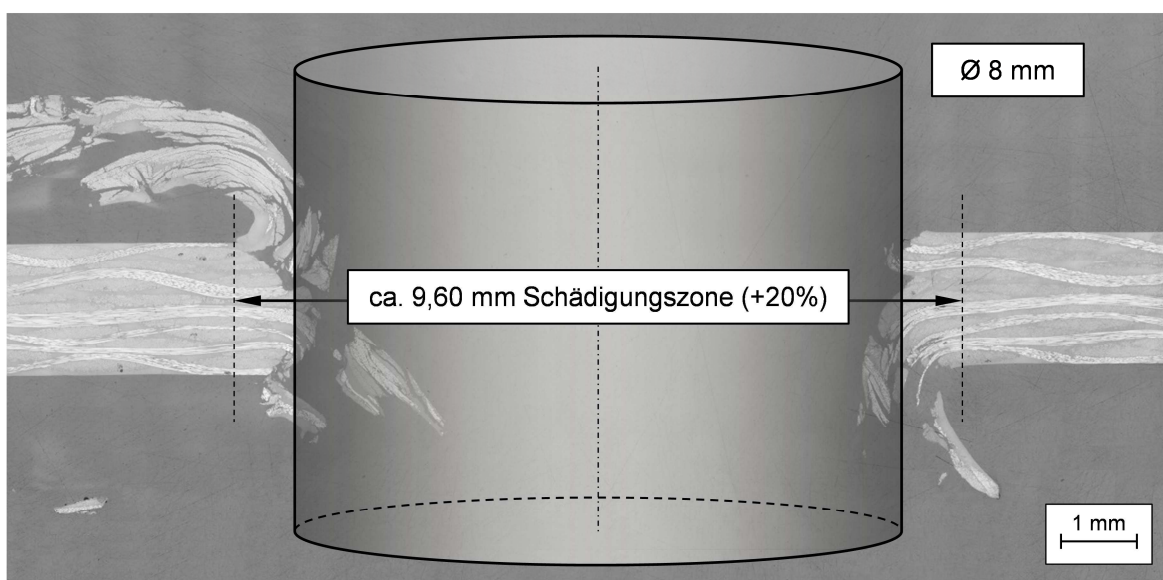


Abbildung 5.6: Lichtmikroskopieaufnahme des Schädigungsbereichs seitlich des Bolzens der Konfigurationen C (CF-PEEK-L-200) mit  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung (200-fache Vergrößerung)

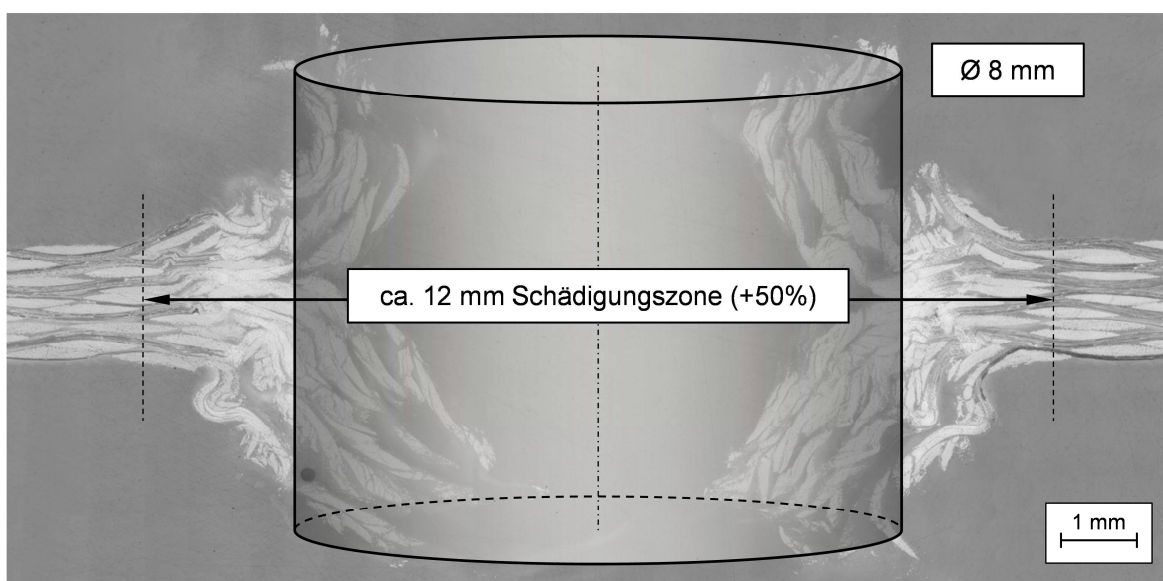
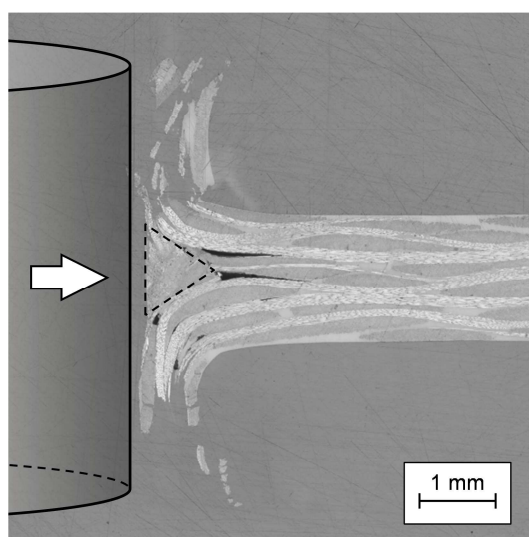


Abbildung 5.7: Lichtmikroskopieaufnahme des Schädigungsbereichs seitlich des Bolzens der Konfigurationen G (AF-EP-L-170) mit  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung (200-fache Vergrößerung)

Eine Analyse des Schädigungsbereichs vor dem Bolzen (Abbildung 5.8) am Beispiel der repräsentativen Materialkonfigurationen C und G ergibt das bereits beschriebene Versagensverhalten unter Modus 3 (Konfig. C) bzw. Modus 2 (Konfig. G). Im seitlichen Bereich des Bolzens führt eine der Biegebelastung überlagerte Zug- bzw. Schubbelastung zum Versagen bzw. Durchtrennen der einzelnen Faserrovings von der umgebenden Struktur.

a) Konfiguration C (CF-PEEK-L-200)



b) Konfiguration G (AF-EP-L-170)

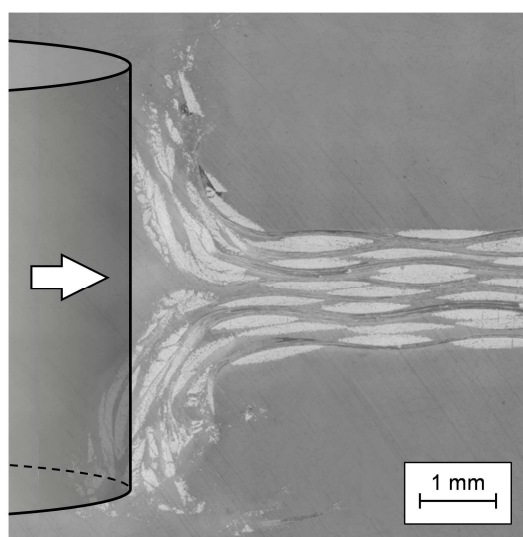


Abbildung 5.8: Lichtmikroskopieaufnahme des Schädigungsbereichs vor dem Bolzen der Konfigurationen a) C (CF-PEEK-L-200) und b) G (AF-EP-L-170) mit 0°/90°-Orientierung

Es zeigt sich, dass unter Verwendung eines Triggers die sonst für ungetriggerte Crushingvorgänge typische anfängliche Kraftüberhöhung beseitigt werden kann. Somit entspricht das gemessene Kraft-Verschiebungs-Verhalten nahezu dem eines idealen Energieabsorbers mit gleichmäßigen Schwingungen um die mittlere Deformationskraft. Eine Zusammenfassung der charakteristischen Kennwerte in Abhängigkeit der Einflussparameter Faser- und Matrixmaterial, Faserorientierung sowie Lastrate liefert Tabelle 5.4 in Abschnitt 5.2.1.7. Die der Auswertung zugrunde liegenden messtechnisch ermittelten Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der einzelnen Materialkonfigurationen können dem Anhang A4 entnommen werden. Abbildung 5.9 zeigt exemplarisch das Spannungs-Verschiebungs-Verhalten von drei getesteten Proben der Konfiguration A mit 0°/90°-Orientierung unter quasi-statischer Belastung von 200 mm/min. Darin erfolgt die Bestimmung der Spannung über die gemessene Kraft  $F$  pro projizierter Kontaktfläche aus Bolzendurchmesser  $d$  und Plattendicke  $t$ .

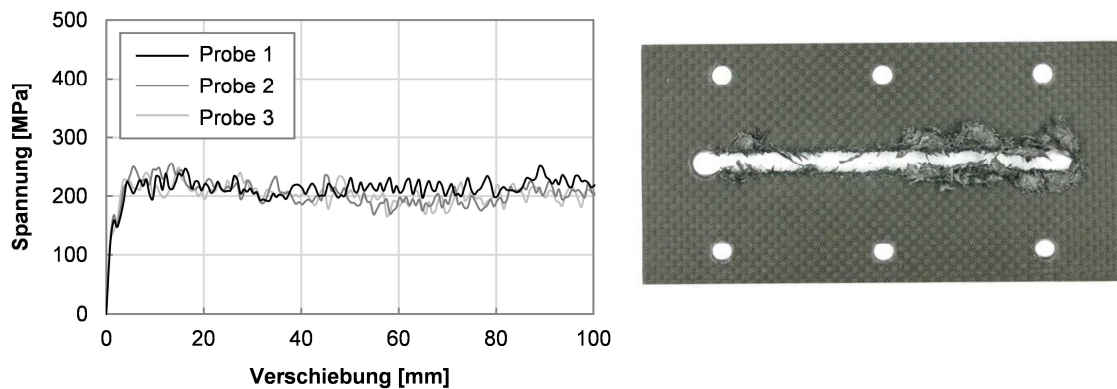


Abbildung 5.9: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Referenzkonfiguration A (CF-EP-L-200) mit 0°/90°-Orientierung und einer Belastungsgeschwindigkeit von 200 mm/min ( $t = 1,80$  mm,  $d = 8$  mm)

Grundsätzlich lässt sich folgern, dass sich Gewebe aus spröden Fasertypen, wie z. B. CF und GF für eine Energieabsorption unter progressivem Lochleibungsversagen aufgrund des geringeren seitlichen Schädigungseintrags besser als duktile Fasertypen eignen. Außerdem ermöglicht das tatsächliche Brechen und Fragmentieren im Vergleich zur plastischen Deformation einen besseren Abtransport der entstehenden Fragmente, was wiederum wesentlich für ein reproduzierbares und kontrollierbares Absorberverhalten ist. Die vergleichsweise hohe spezifische Energieabsorption von 137 kJ/kg der Konfiguration D (GF-EP-L-390), deren Faserfestigkeit mit 3400 MPa um ca. 14% niedriger und Faserdichte mit 2,55 g/cm<sup>3</sup> um ca. 45% höher als die der Referenzkonfiguration A (CF-EP-L-200) mit 3950 MPa und 1,76 g/cm<sup>3</sup> ist, ist auf einen nichtlinearen Einfluss der Plattendicke mit 2,70 mm (Konfig. D) im Vergleich zu 1,80 mm (Konfig. A) zurückzuführen, welcher in Abschnitt 5.2.2 diskutiert wird.

#### 5.2.1.4 Einfluss der Faserorientierung

Eine Änderung der Faserorientierung von 0°/90° zu  $\pm 45^\circ$  relativ zur Bolzendurchzugsrichtung resultiert für die Konfigurationen aus Kohlenstofffasergewebe A, B und C in einem Anstieg der spezifischen Energieabsorption um ca. 15-25%. Es zeigt sich jedoch, dass das Kraft-Verschiebungs-Verhalten sowohl einer stärkeren Schwingung unterliegt, was an geringeren Werten für die Lastschwankung  $e_{\Delta L}$  erkennbar ist, als auch eine geringere Reproduzierbarkeit aufweist. Ein solcher Vergleich lässt sich für die Konfigurationen G, H und I mit duktilen Fasertypen aufgrund des unkontrollierten Versagens durch seitliches Ausreißen und lokale Faltenbildung (Modus 4) nicht anstellen. Für die Konfiguration J aus Stahlfasergewebe ergibt sich kein Unterschied in den  $E_s$ -Werten, was primär darin begründet ist, dass das Versagensverhalten weniger

einem progressiven Lochleibungsversagen als vielmehr einem seitlichen Schubversagen entspricht, wobei das Material vor dem Bolzen unter lokaler Faltenbildung plastisch deformiert wird. Für die Konfigurationen D und F aus Glasfasergewebe lässt sich kein einheitlicher Trend für den Einfluss der Faserorientierung erkennen. Abbildung 5.10 und Abbildung 5.11 zeigen die gemessenen Spannungs-Verschiebungs-Kurven in Abhängigkeit der Faserorientierung exemplarisch für die Konfiguration A (CF-EP-L-200) und G (AF-EP-L-170) für eine quasi-statische Belastung mit 200 mm/min.

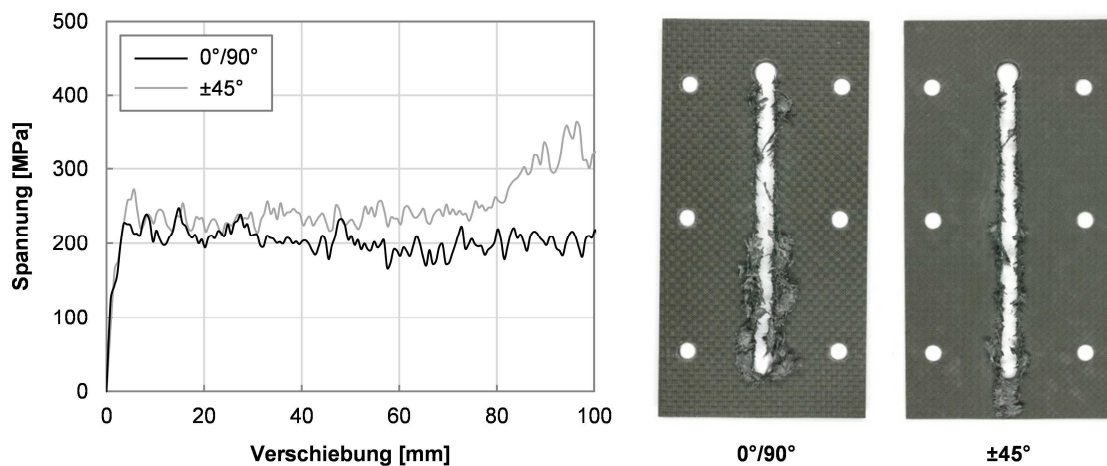


Abbildung 5.10: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Referenzkonfiguration A (CF-EP-L-200,  $t = 1,80$  mm) unter  $0^\circ/90^\circ$ - und  $\pm 45^\circ$ -Orientierung (200 mm/min,  $d = 8$  mm)

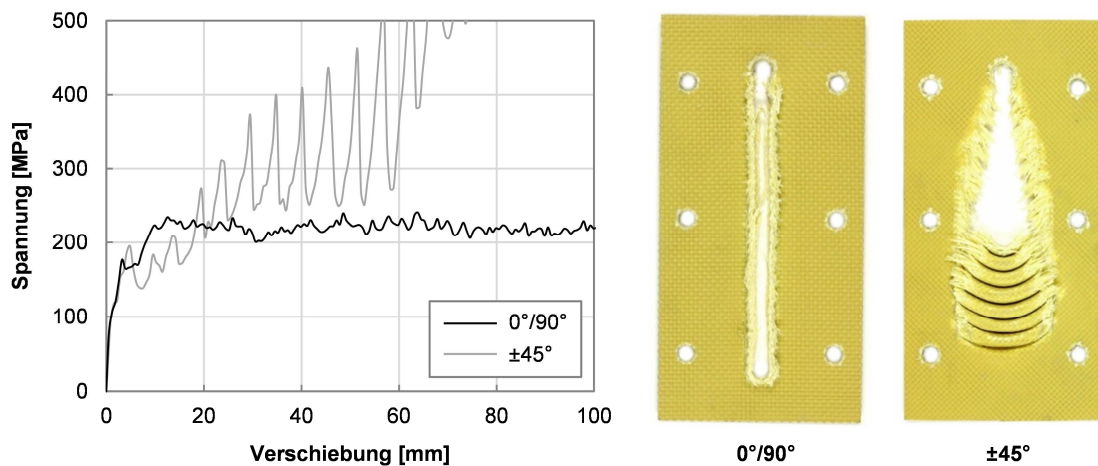


Abbildung 5.11: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration G (AF-EP-L-170,  $t = 1,77$  mm) unter  $0^\circ/90^\circ$ - und  $\pm 45^\circ$ -Orientierung (200 mm/min,  $d = 8$  mm)

Aufgrund des unkontrollierten Versagensverhaltens der Materialkonfigurationen mit duktilen Fasertypen (Konfig. G, H, I, J) unter  $\pm 45^\circ$ -Orientierung und der damit verbun-



den eingeschränkten Vergleichbarkeit mit anderen Konfigurationen, sind die charakteristischen Kennwerte in Tabelle 5.4 grau hinterlegt. Eine Prüfung unter kurzzeitdynamischer Belastung wurde für die betroffenen Konfigurationen nicht durchgeführt.

Untersuchungen in [21] zeigen für CF/EP-Laminat mit einer Faserorientierung unter  $\pm 45^\circ$  relativ zur Bolzendurchzugsrichtung ebenfalls eine ca. 25% höhere gewichtsspezifische Energieabsorption, was sich durch die lastflussoptimierte Faserausrichtung erklären lässt. Die vor dem Bolzen lokal in das Laminat eingebrachte Drucklast resultiert in einer tangential zum Bolzen verlaufenden Zugbelastung des Materials seitlich des Bolzens. Die Konfigurationen mit einer Faserorientierung von  $\pm 45^\circ$  relativ zur Bolzendurchzugsrichtung weisen somit eine optimale Ausrichtung der Fasern für eine Weiterleitung dieser Zuglasten in die obere Einspannung auf. Folglich ist die höhere mittlere Deformationskraft auf eine Zugbelastung der Fasern bis zum Faserbruch zurückzuführen. Diese maximale Ausnutzung der Faserfestigkeit führt unter Verwendung von duktilen Fasertypen jedoch zur Änderung des zugrunde liegenden Versagensmechanismus von einem kontrollierten, progressiven Lochleibungsversagen (Modus 1, 2 bzw. 3) hin zu einem unkontrollierten Versagen durch seitliches Ausreißen des Materials mit lokaler Faltenbildung (Modus 4). Eine Änderung der Faserorientierung von  $0/90^\circ$  zu  $\pm 45^\circ$  hat für die Materialkonfigurationen mit spröden Fasertypen auch einen Wechsel des Bruchbildes zur Folge. Während die Fragmente der  $0/90^\circ$ -Konfigurationen teilweise seitlich an intakten  $90^\circ$ -Faserrovings verbleiben (Abbildung 5.10), werden diese bei den Konfigurationen unter  $\pm 45^\circ$ -Orientierung seitlich vollständig abgeschert und vor dem Bolzen hergetrieben, was wiederum mit fortschreitender Bolzenverschiebung, in Verbindung mit der hier verwendeten Versuchsvorrichtung, teilweise zu zusätzlicher Reibung aufgrund von Verklebungseffekten führt. Bei sämtlichen Konfigurationen, die ein solches Verkleben der Fragmente nach einer gewissen Bolzenverschiebung in Form eines plötzlichen Lastanstiegs zeigen, wurde die Auswertung entsprechend angepasst, indem nur der relevante Verschiebungsbereich mit konstantem Lastniveau betrachtet wurde (vgl. Abbildung 5.10, ab ca. 80 mm Verschiebung).

#### 5.2.1.5 Einfluss der Faserarchitektur

Der Einfluss der Faserarchitektur auf das Energieabsorptionsvermögen wurde am Beispiel von zweidimensional (2D) und dreidimensional (3D) verstärktem Gewebematerial aus Kohlenstofffaser untersucht. Wie zu Beginn des Kapitels erwähnt, zeigen CF/EP-Laminat mit unidirektionaler und gewöhnlicher zweidimensionaler Fa-

serverstärkung aus vergleichbarem Faser- und Matrixmaterial für eine Faserorientierung unter  $\pm 45^\circ$  relativ zur Bolzendurchzugrichtung eine ca. 10% geringere spezifische Energieabsorption bei der UD-Konfiguration [21]. Der Hauptgrund hierfür sind die größeren Laminat- und Faserausbrüche der UD-Konfiguration aufgrund des fehlenden Formschlusses zwischen den Fasern in der Einzellage. Dahingegen stellt in einem Gewebe jeder Kreuzungspunkt eine Lagerung der einzelnen Faserrovings dar, an denen es aufgrund der formschlüssigen Verbindung bei Überlastung zum Bruch der Faser kommen kann, weshalb gewebeverstärkte Lamine ein höheres Potenzial zur Erzeugung von Bruchflächen besitzen. Nun wäre eine Überlegung, ob ein 3D-Gewebe eine weitere Verbesserung des spezifischen Energieabsorptionsvermögens zur Folge hat. Ein Vergleich der Referenzkonfiguration A bestehend aus einem HTA-Kohlenstofffasergewebe mit 2D-Faserverstärkung (Leinwandbindung, 8-lagig) und RTM 6 Epoxidharz mit einem HTS-Kohlenstofffasergewebe mit dreidimensionaler Faserverstärkung (3D, FAW = 2720 g/m<sup>2</sup>, 1-lagig,  $t = 2,67$  mm,  $\rho = 1,50$  g/cm<sup>3</sup>, FVG = 58%) und RTM 6 zeigt unter  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung keine verbesserten Energieabsorptionseigenschaften durch die zusätzlich eingebrachten Kreuzungspunkte und Verstärkungsfasern in Dickenrichtung. Da bereits die Konfiguration mit  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung unter quasi-statischer Belastung mit 200 mm/min zu einem unkontrolliert katastrophalen Materialversagen führt (Abbildung 5.12) wurde die Konfiguration unter  $\pm 45^\circ$  aufgrund der beschriebenen Problematik der stärkeren Neigung zu Verklebungseffekten unter ebendieser Faserorientierung nicht untersucht. Ein weiterer Grund für das unkontrollierte Versagen ist die fehlende Möglichkeit der Bildung zweier gleichmäßiger Laminatbündel bedingt durch die fehlende Grenzschicht in Plattenmitte des einlagigen Aufbaus.

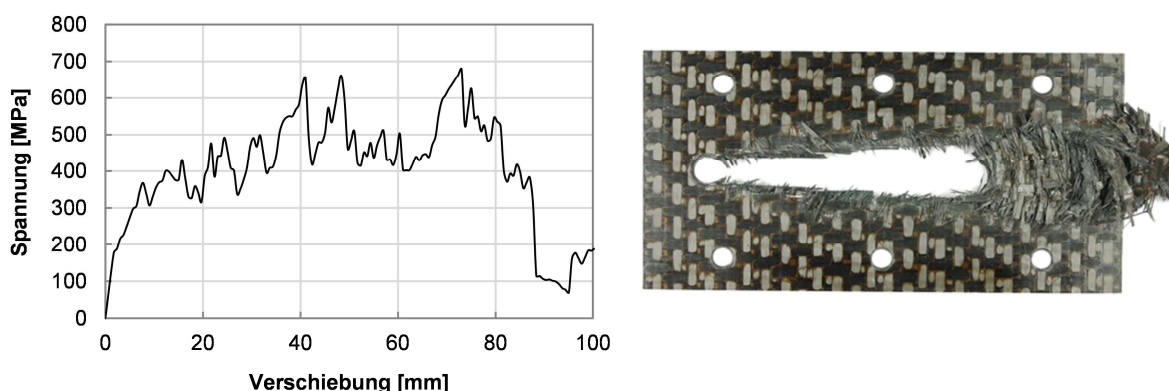


Abbildung 5.12: Spannungs-Verschiebungs-Diagramm eines 3D-gewebeverstärkten FKV-Probekörpers aus HTS-Kohlenstofffaser mit RTM 6 Epoxidharz ( $t = 2,67$  mm) unter  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung (200 mm/min,  $d = 8$  mm)

### 5.2.1.6 Einfluss des Matrixmaterials

Der Einfluss des verwendeten Matrixtyps wurde an zwei verschiedenen Fasertypen untersucht. Die Konfigurationen A, B und C bestehen aus dem gleichen HTA-Kohlenstofffasergewebe mit Leinwandbindung ( $FAW = 200 \text{ g/m}^2$ ) und unterscheiden sich lediglich im jeweiligen Matrixwerkstoff. Der Wechsel von einem relativ spröden Epoxidharz RTM 6 zu einem zähmodifizierten Epoxidharz EP 2400 führte unabhängig von der gewählten Faserorientierung zu einem Anstieg der spezifischen Energieabsorption um ca. 18%. Auch das thermoplastische PEEK zeigte in Kombination mit dem Kohlenstofffasergewebe eine vergleichbare Erhöhung der  $E_S$ -Werte mit  $130 \text{ kJ/kg}$  ( $0^\circ/90^\circ$ ) und  $152 \text{ kJ/kg}$  ( $\pm 45^\circ$ ) wie das zäh modifizierte Epoxidharz EP 2400. Da der zugrunde liegende Versagensmechanismus unter Modus 3 (Sprödbbruch) durch das Wachstum von interlaminaren Rissen sowie Längsrissen initiiert wird, führen Matrixwerkstoffe mit erhöhter Bruchzähigkeit unter quasi-statischer Belastung zu einer höheren mittleren Deformationskraft [163]-[167]. Auch die generelle Stützwirkung des verwendeten Matrixwerkstoffs spielt für das sich einstellende Kraftniveau eine wichtige Rolle, weshalb auch die mechanischen Eigenschaften, wie z. B. der E-Modul, die Festigkeit sowie die Bruchdehnung, von Bedeutung sind [54].

Die Konfigurationen D, E und F aus E-Glasfasergewebe unterscheiden sich ebenfalls im verwendeten Matrixwerkstoff. Herstellungsbedingt weisen diese Konfigurationen jedoch auch eine unterschiedliche Bindungsart und Fadenanzahl auf. Konfiguration D mit sprödem Epoxidharz RTM 6 resultiert in den höchsten  $E_S$ -Werten der untersuchten Glasfasergewebe mit ca.  $135 \text{ kJ/kg}$ . Aufgrund der starken Streuung von  $\pm 15 \text{ kJ/kg}$  ist an dieser Stelle kein Einfluss der Faserorientierung zwischen  $0^\circ/90^\circ$  und  $\pm 45^\circ$  zu erkennen. Wie bereits erwähnt, ist die vergleichsweise hohe spezifische Energieabsorption auf einen nichtlinearen Zusammenhang zwischen mittlerer Deformationskraft bzw. Spannung und Plattendicke zurückzuführen. Ein Wechsel von Epoxidharz zu thermoplastischem PA 6 (Konfig. E) führt trotz vergleichbarer Plattendicke von ca.  $2,70 \text{ mm}$  zu einer Reduktion der spezifischen Energieabsorption um ca. 34%. Anders als bei Konfiguration C, bei der ein thermoplastischer Matrixwerkstoff mit vergleichbaren mechanischen Eigenschaften wie das Epoxidharz der Referenzkonfiguration bei gleichzeitig höherer Bruchzähigkeit höhere  $E_S$ -Werte ergibt, resultiert eine thermoplastische Matrix aus PA 6 aufgrund der deutlich schlechteren mechanischen Eigenschaften trotz höherer Bruchzähigkeit im Vergleich zu Epoxidharz in einem geringeren Energieabsorptionsvermögen. Der Wechsel von RTM 6 zu

Phenolharz (Konfig. F) führt zu einem deutlichen Abfall der spezifischen Energieabsorption in Abhängigkeit der Faserorientierung um ca. 60% (0°/90°) bzw. 45% ( $\pm 45^\circ$ ). Neben den generell schlechteren mechanischen Eigenschaften von Phenolharz gegenüber Epoxidharz ist auch die geringe Plattendicke ein Grund für den starken Abfall der  $E_s$ -Werte, da Untersuchungen in [21] zu ebendiesem Material bestätigen, dass mit zunehmender Plattendicke auch die spezifische Energieabsorption zunimmt. Im direkten Vergleich zeigt die Konfiguration F (GF-PF-A-296) mit ca. 50-70 kJ/kg unter quasi-statischer Belastung jedoch die geringste Eignung für eine Anwendung als Absorbermaterial. Einen vergleichbaren Trend einer Zunahme der spezifischen Energieabsorption von Phenolharz über Polyesterharz hin zu Epoxidharz in Kombination mit Glasfasern zeigen die Untersuchungen an Rohren unter Druckbelastung in [168], wobei ein linearer Zusammenhang zwischen der Matrixfestigkeit und Steifigkeit und der spezifischen Energieabsorption erkennbar ist.

#### 5.2.1.7 Einfluss der Lastrate

Da das Absorberelement zur Aufnahme von Zuglasten unter realen Crashbedingungen einer erhöhten Lastrate ausgesetzt ist, wurde in einer kurzzeitdynamischen Prüfsérie der Lastrateneinfluss einer Belastung mit 3 m/s im Vergleich zur quasi-statischen Belastung mit 200 mm/min untersucht.

Literaturdaten zum Verhalten von Crushing-Absorbern aus FKV lassen keinen einheitlichen Trend bezüglich des Energieabsorptionsvermögens mit steigender Lastrate erkennen. Ein Grund hierfür sind die Unterschiede in den verwendeten Faser- und Matrixwerkstoffen, Faserarchitekturen und -orientierungen sowie Geometrien der untersuchten Strukturen unter Druckbelastung. Während in einigen der Untersuchungen [55], [58], [61], [168], [169] eine Zunahme der mittleren Deformationskraft und somit der spezifischen Energieabsorption von FKV um bis zu 50% mit zunehmender Lastrate zu erkennen ist, zeigt ein Großteil der Studien [21], [39], [169]-[176] ein bis zu 10-30% geringeres Energieabsorptionsvermögen mit steigender Lastrate im Vergleich zur quasi-statischen Belastung bzw. keinen Einfluss der Lastrate auf das Crushing-Verhalten von FKV-Strukturen [55], [56], [58], [173]. Farley und Jones [59] behaupten jedoch, dass das Versagensverhalten der FKV-Struktur eine Lastratenabhängigkeit zeigen kann, wenn der dominierende Versagensmechanismus eine entsprechende Dehnratenabhängigkeit aufweist. Da die mechanischen Eigenschaften polymerer Matrixwerkstoffe, wie z. B. die Steifigkeit, Festigkeit und Bruchdehnung, grundsätzlich eine Funktion der Dehnrates sind, weisen auch die progressiven Versagensmoden 1, 2

und 3 (Abbildung 5.1), basierend auf der Bildung und dem Wachstum von interlamina- ren Rissen, eine entsprechende Lastratenabhängigkeit auf. Sowohl die Reibungsei- genschaften zwischen den Faserbündeln untereinander als auch zwischen den Fa- serbündeln und der Krafteinleitung können in Abhängigkeit der Lastrate stark variieren [173]. Nach Fairfull und Hull [177] macht der durch Reibung absorbierte Anteil der Energie mehr als 50% der Gesamtenergie aus, weshalb lastrateninduzierte Änderun- gen der Reibungseigenschaften eine entsprechend große Auswirkung auf die spezifi- sche Energieabsorption haben können.

Die kurzzeitdynamische Prüfung der Materialkonfigurationen mit 3 m/s in dieser Studie resultiert in einer Reduktion der mittleren Deformationskraft und somit auch der spezi- fischen Energieabsorption von 20-40% im Vergleich zur quasi-statischen Prüfung mit 200 mm/min bei sonst gleichen Randbedingungen. Dieser Trend ist in Abbildung 5.13 exemplarisch anhand der messtechnisch ermittelten Spannungs-Verschiebungs- Kurven für die Konfiguration A unter  $0^\circ/90^\circ$  und  $\pm 45^\circ$ -Orientierung dargestellt.

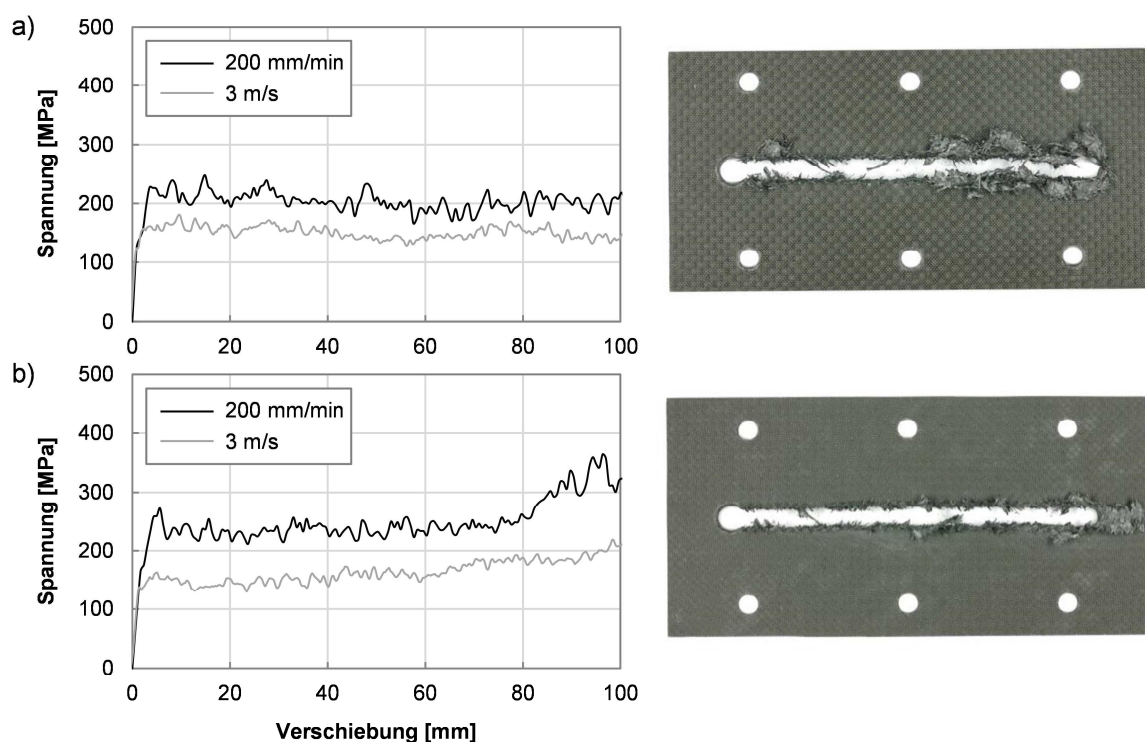


Abbildung 5.13: Lastrateneinfluss der Konfigurationen A (CF-EP-L-200,  $t = 1,80\text{mm}$ ) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung ( $d = 8\text{mm}$ )

Über eine Vergrößerung der Anzahl an Stützstellen lässt sich der Verlauf der spezifi- schen Energieabsorption über der Lastrate ermitteln. Hierzu wurden Proben der Referenzkonfiguration A mit  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung neben den bereits durchgeführten Versu-

chen mit 200 mm/min (ca. 0,003 m/s) und 3 m/s mit Lastraten von 0,03 m/s, 0,3 m/s sowie 12 m/s belastet. Das Ergebnis zeigt eine über den Logarithmus der Lastrate lineare Abnahme der spezifischen Energieabsorption im betrachteten Geschwindigkeitsbereich (Abbildung 5.14).

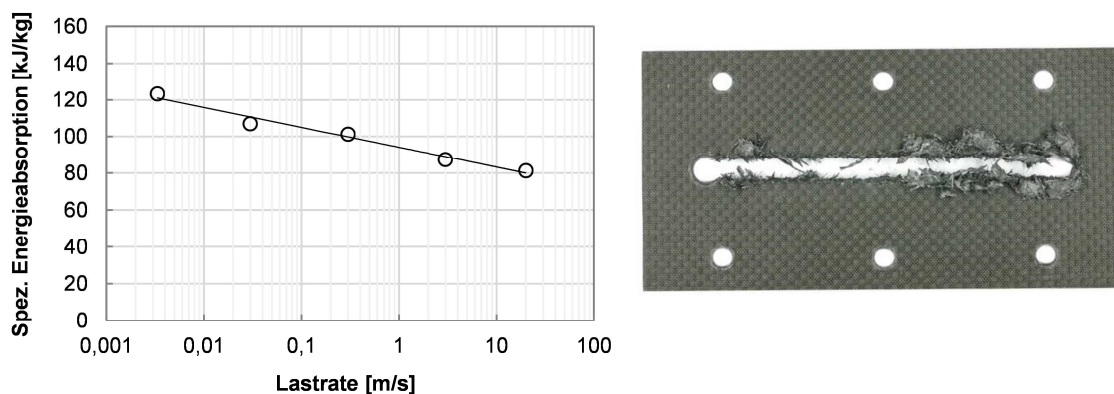


Abbildung 5.14: Spezifische Energieabsorption in Abhängigkeit der Lastrate für die Konfiguration A (CF-EP-L-200,  $t = 1,80$  mm) unter  $0^\circ/90^\circ$  Orientierung ( $d = 8$  mm)

Das zähmodifizierte Epoxidharz EP 2400 zeigt genau wie PEEK, das sich neben seinen guten mechanischen Eigenschaften vor allem durch die hohe Bruchzähigkeit auszeichnet [163], [164], keinen positiven Einfluss auf das Energieabsorptionsvermögen der untersuchten Kohlenstofffasergewebe unter erhöhter Lastrate. So weisen sämtliche Konfigurationen mit Kohlenstofffasergewebe (A, B und C) unter kurzzeitdynamischer Belastung vergleichbare  $E_S$ -Werte von 80-100 kJ/kg auf (Abbildung 5.15). Die einzige Konfiguration, die unter dynamischer Belastung eine höhere spezifische Energieabsorption als unter quasi-statischer Belastung zeigt, ist die Konfiguration F (GF-PF-A-296) mit  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung. Eine Begründung der Zunahme liegt jedoch weniger in einem positiven Dehnrateneffekt als vielmehr in einer vergleichsweise geringen und zugleich stark streuenden spezifischen Energieabsorption (Variationskoeffizient von  $\pm 15\%$ ) unter quasi-statischer Belastung. Des Weiteren spricht gegen einen positiven Dehnrateneffekt, dass sowohl die  $0^\circ/90^\circ$ -Konfiguration als auch die  $\pm 45^\circ$ -Konfiguration unter kurzzeitdynamischer Belastung in vergleichbaren  $E_S$ -Werten von ca. 67 kJ/kg resultieren, wobei die Konfiguration unter  $\pm 45^\circ$ -Orientierung einen negativen Lastrateneinfluss von ca. 4% aufweist.

Eine Ursache für die Abnahme der mittleren Deformationskraft ist das bereits beschriebene zeitabhängige Verhalten polymerer Matrixwerkstoffe, die mit zunehmender Lastrate zur Versprödung aufgrund der Abnahme der Bruchzähigkeit neigen [54],

[174], [178]. Das damit einhergehende erhöhte Wachstum von inter- und intralaminaren Rissen führt zudem zu einer Abnahme der Stützwirkung der Matrix, wodurch sich die Festigkeit des Verbundes unter Druck- bzw. Biegebelastung und damit die Deformationskraft im Vergleich zur quasi-statischen Belastung reduzieren. Daneben zeigen Fallturmversuche von Pein [21] für das hier betrachtete Energieabsorberkonzept für CF/EP ebenfalls eine Abnahme der spezifischen Energieabsorption von 21% bzw. 39% unter kurzzeitdynamischer Belastung mit 8,5 m/s, wobei sich die große Differenz aus den unterschiedlichen Reibungs- und Verschleißigenschaften der verwendeten Bolzen aus Aluminium (21%) bzw. gehärteter Stahl (39%) ergibt. Nach Mamalis et al. [24] ist diese Änderung der Reibungseigenschaften unter erhöhter Lastrate auf eine Änderung der Geometrie des Schädigungsbereichs (Keil aus Fragmenten) zurückzuführen. Auch Garner [147] behauptet, dass der Unterschied zwischen quasi-statischer und dynamischer Deformationskraft von Crushing-Absorbieren aus FKV primär auf eine lastratenabhängige Änderung der Reibungseigenschaften zurückzuführen ist. Abbildung 5.15 und Tabelle 5.4 liefern in Abhängigkeit der untersuchten Einflussparameter eine Übersicht über die spezifische Energieabsorption sowie die charakteristischen Kennwerte der in dieser Studie untersuchten, gewebeverstärkten FKV unter progressivem Lochleibungsversagen.

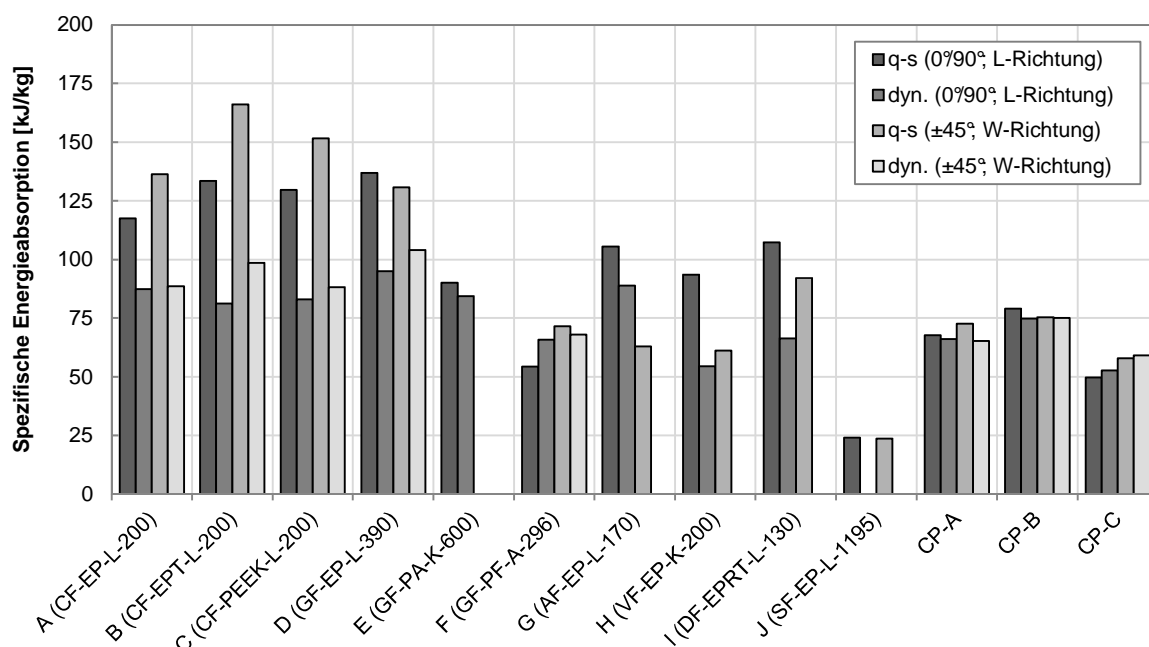


Abbildung 5.15: Spezifische Energieabsorption für gewebeverstärkte FKV ( $t \sim 2 \text{ mm}$ ) und Sandwichstrukturen unter progressivem Lochleibungsversagen in Abhängigkeit der Einflussparameter Fasermaterial, Matrixmaterial, Faser-/ Kernorientierung und Lastrate ( $d = 8 \text{ mm}$ )

Tabelle 5.4: Charakteristische Kennwerte der untersuchten, gewebeverstärkten FKV

Konfig.	Orient.	Belast.	K [kN/mm]	$\sigma_m$ [MPa]	$e_G$ [-]	$e_L$ [-]	$e_{\Delta L}$ [-]	$e_{R,3m/s}$ [-]	$E_s$ [kJ/kg]
A	0°/90°	q-s	1,46	206	1,00	0,81	0,80	0,74	117,6
CF-EP-L-200	±45°	dyn.	1,91	153	1,00	0,84	0,84	-	87,3
		dyn.	1,56	155	1,00	0,86	0,86	-	88,5
B	0°/90°	q-s	1,34	240	1,00	0,87	0,86	0,61	133,5
CF-EPT-L-200	±45°	dyn.	1,60	146	1,00	0,83	0,85	-	81,2
		dyn.	1,77	177	1,00	0,84	0,84	-	98,6
C	0°/90°	q-s	1,83	241	1,00	0,86	0,85	0,64	129,7
CF-PEEK-L-200	±45°	dyn.	1,81	154	1,00	0,84	0,84	-	82,9
		dyn.	2,19	164	1,00	0,83	0,81	-	88,1
D	0°/90°	q-s	2,43	292	1,00	0,86	0,85	0,69	136,9
GF-EP-L-390	±45°	dyn.	2,28	203	1,00	0,84	0,87	-	95,0
		dyn.	2,59	222	1,00	0,75	0,77	-	104,1
E	0°/90°	q-s	1,53	194	1,00	0,89	0,89	0,94	90,0
GF-PA-K-600		dyn.	2,41	182	1,00	0,85	0,88	-	84,3
F	0°/90°	q-s	1,47	115	1,00	0,78	0,73	1,21	54,4
GF-PF-A-296	±45°	dyn.	1,12	140	1,00	0,78	0,78	-	65,8
		dyn.	1,63	144	1,00	0,81	0,85	-	68,0
G	0°/90°	q-s	1,40	206	1,00	0,87	0,87	0,84	105,6
AF-EP-L-170	±45°	dyn.	0,93	173	1,00	0,89	0,90	-	88,8
		q-s	1,51	307	1,00	0,50	0,26	-	62,9
H	0°/90°	q-s	1,32	180	1,00	0,87	0,87	0,58	93,5
VF-EP-K-200	±45°	dyn.	0,96	105	1,00	0,82	0,86	-	54,5
		q-s	1,35	293	1,00	0,34	0,50	-	61,1
I	0°/90°	q-s	0,81	171	1,00	0,80	0,79	0,62	107,3
DF-EPRT-L-130	±45°	dyn.	0,79	105	1,00	0,88	0,88	-	66,3
		q-s	0,92	366	1,00	0,48	0,30	-	92,1
J	0°/90°	q-s	3,57	214	1,00	0,57	0,50	-	24,1
SF-EP-L-1195	±45°	q-s	3,11	210	1,00	0,54	0,26	-	23,7



### 5.2.1.8 Integrationspotenzial in Sandwichstrukturen

Das Spannungs-Verschiebungs-Verhalten der untersuchten Sandwichstrukturen (Tabelle 5.3) ist exemplarisch für die Konfiguration CP-A in L- und W-Richtung in Abhängigkeit der Prüfgeschwindigkeit in Abbildung 5.16 dargestellt. Darin erfolgt die Bestimmung der nominellen Spannung aus der gemessenen Kraft  $F$  pro projizierter Kontaktfläche aus Bolzendurchmesser  $d$  und Gesamtdicke  $t$  der Sandwichstruktur und repräsentiert ausdrücklich nicht die Spannung in den lasttragenden Deckschichten der Sandwichstruktur. Es ist zu erkennen, dass weder die Orientierung des Kernmaterials noch eine erhöhte Lastrate einen merklichen Einfluss auf das sich einstellende Spannungs-Verschiebungs-Verhalten haben. Eine detaillierte Auswertung der Messwerte ist anhand der charakteristischen Absorberkennwerte in Tabelle 5.5 zusammengefasst. Die Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfigurationen CP-B und CP-C können dem Anhang A5 entnommen werden.

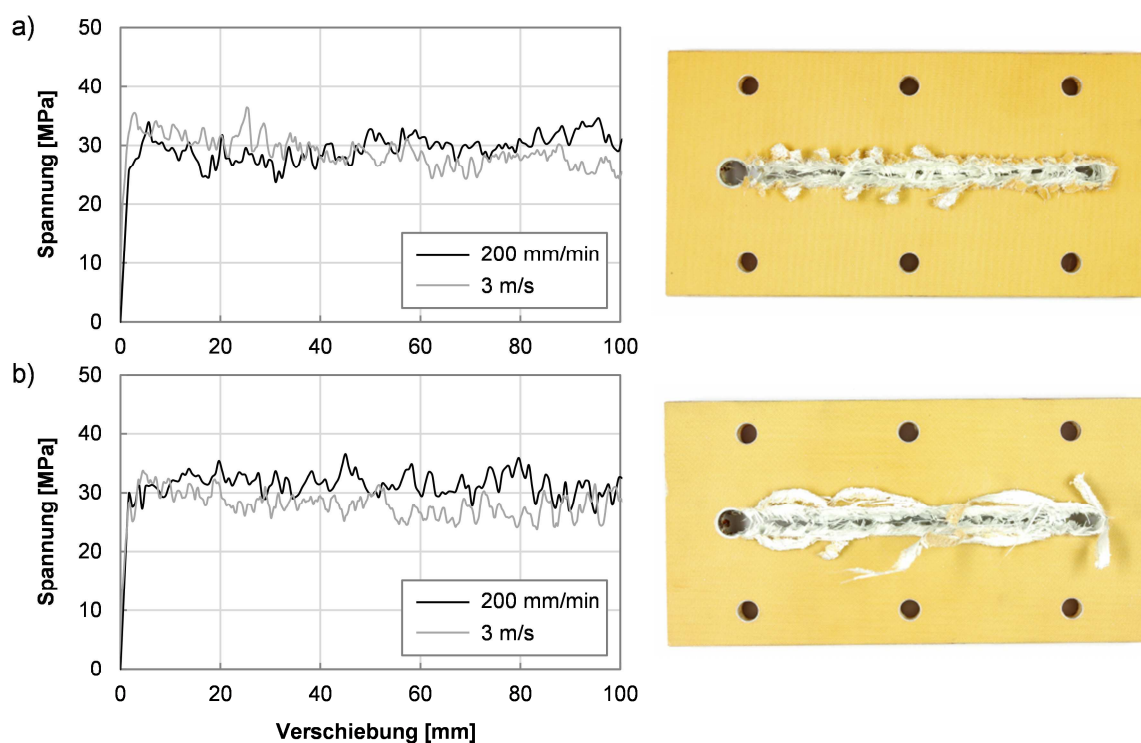


Abbildung 5.16: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfigurationen CP-A in a) L-Richtung und b) W-Richtung des Honigwabenkerns in Abhängigkeit der Lastrate ( $t = 10,10$  mm,  $d = 8$  mm)

Um der Schädigung der Sandwichstruktur seitlich des Bolzens Rechnung zu tragen, wurde analog zu den Untersuchungen zu monolithischen FKV-Strukturen die für die Berechnung der spezifischen Energieabsorption erforderliche Masse  $m_{abs}$  des ideal

ausgeräumten Langlochs um 20% erhöht. Das Kernmaterial stellt aufgrund der geringen Druckfestigkeit in L- bzw. W-Richtung einen vergleichsweise geringen Widerstand für den Bolzen dar und wird vorrangig im Bereich vor dem Bolzen durchtrennt und in die Hohlräume der Wabenstruktur gedrückt. Für die Prüfserie CP-C kommt es aufgrund der dünnen Deckschichten und der damit verbundenen schlechteren Adhäsion zwischen Kernmaterial und Deckhaut zu einem Ablösen (Adhäsionsversagen) der Kernstruktur von ebendiesen, woraufhin das Kernmaterial vor dem Bolzen hergetrieben und komprimiert wird (Abbildung A5.2b in Anhang A5). Dies spiegelt sich auch in einer ca. 15% höheren spezifischen Energieabsorption wider. Trotz der durchwegs hohen effektiven Lastausnutzung  $e_L$  und der geringen Lastschwankung  $e_{\Delta L}$  um das mittlere Kraft- bzw. Spannungsniveau zeigen die hier untersuchten Sandwichstrukturen aus GF/EP-Deckhäuten und Kevlar<sup>®</sup>-Honigwabenkern im Vergleich zu monolithischen Strukturen aus GF/EP eine geringe spezifische Energieabsorption von ca. 50-80 kJ/kg (Abbildung 5.15). Aufgrund des bereits angesprochenen nichtlinearen Zusammenhangs zwischen mittlerer Deformationskraft und Plattendicke, ist die vergleichsweise geringe spezifische Energieabsorption zum Teil auf den ausbleibenden Versteifungseffekt (Biegesteifigkeit der Laminatbündel) der dünnen Deckhäute der Sandwichstrukturen von ca. 1,00 mm in Bezug auf die Dicke von 2,70 mm der gewebeverstärkten, monolithischen GF/EP-Platten (Konfig. D) zurückzuführen.

Tabelle 5.5: Charakteristische Kennwerte der untersuchten Sandwichstrukturen

Konf.	Orient.	Belast.	K [kN/mm]	$\sigma_m$ [MPa]	$e_G$ [-]	$e_L$ [-]	$e_{\Delta L}$ [-]	$e_{R,3m/s}$ [-]	$E_s$ [kJ/kg]
CP-A	L	q-s	1,18	29	1,00	0,82	0,81	0,98	67,6
		dyn.	1,59	29	1,00	0,81	0,79	-	66,1
	W	q-s	1,16	31	1,00	0,84	0,83	0,90	72,5
		dyn.	1,17	28	1,00	0,84	0,83	-	65,2
CP-B	L	q-s	1,87	34	1,00	0,88	0,86	0,95	79,0
		dyn.	2,12	32	1,00	0,85	0,83	-	74,7
	W	q-s	1,67	33	1,00	0,83	0,82	1,00	75,3
		dyn.	2,16	32	1,00	0,85	0,83	-	75,1
CP-C	L	q-s	0,49	12	1,00	0,81	0,79	1,06	49,7
		dyn.	1,26	13	1,00	0,71	0,67	-	52,6
	W	q-s	0,55	14	1,00	0,68	0,58	1,02	57,8
		dyn.	0,96	14	1,00	0,81	0,77	-	59,1

Der vernachlässigbar geringe Lastrateneinfluss lässt sich mit einer Dehnratenunabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften des Decklagenmaterials erklären. Untersuchungen in [179], [180] zum mechanischen Verhalten von S-Glas/EP zeigen im Dehnratenbereich zwischen  $10^{-4}$  und  $30 \text{ s}^{-1}$  keine Abhängigkeit von E-Modul und Zugfestigkeit, was sich entsprechend auf den dominierenden Versagensmechanismus des Laminatbiegeversagens (Modus 2) auswirkt. Außerdem ist der Abtransport der entstehenden Fragmente für Sandwichstrukturen mit Honigwabenkern im Vergleich zu monolithischen FKV-Strukturen unkritisch, da die Hohlräume der Kernstruktur eine Aufnahme der Fragmente aus den Deckschichten ermöglicht und somit Verklebungseffekte reduziert. Obwohl die hier untersuchten Sandwichstrukturen eine spezifische Energieabsorption von 50-80 kJ/kg unter progressivem Lochleibungsversagen erreichen, resultiert ein entsprechendes Integrationskonzept aufgrund der geringen Materialdichte von 0,20-0,36 g/cm<sup>3</sup> in einer geringen absoluten Energieaufnahme, was sich auch an den vergleichsweise geringen mittleren Spannungen von ca. 30 MPa erkennen lässt.

### 5.2.2 Einfluss der geometrischen Parameter

Im Anschluss an die Untersuchung möglicher Materialeinflussparameter auf die Absorbercharakteristik soll in einer weiteren Studie der Einfluss von Bolzendurchmesser und Plattendicke sowohl unter quasi-statischer (200 mm/min) als auch kurzzeitdynamischer (3 m/s) Belastung an jeweils drei Probekörpern je Konfiguration untersucht werden. Anders als in der ersten Versuchsreihe zum Material- und Lastrateneinfluss beschränkt sich diese Studie auf das Material der Referenzkonfiguration A aus HTA-Kohlenstofffasergewebe mit RTM 6 Epoxidharz (Tabelle 5.2), da weder das zähmodifizierte Epoxidharzsystem EP 2400 noch das thermoplastische PEEK unter dynamischer Belastung eine deutliche Verbesserung der Absorbercharakteristik zur Folge hatte. Aufgrund der Vorteile beider Faserorientierungen unter  $0^\circ/90^\circ$  bzw.  $\pm 45^\circ$  bezüglich der sich einstellenden Absorbercharakteristik weisen sämtliche in diesem Abschnitt untersuchten Probekörper einen quasi-isotropen Lagenaufbau von  $[(0^\circ/90^\circ) / (+45^\circ/-45^\circ)]_{2n_s}$  auf, wobei sich für  $n = 1, 2, 3, 4$  ein entsprechendes Vielfaches der nominellen Referenzdicke von 1,80 mm (8 Lagen,  $n = 1$ ) ergibt. Die untersuchten Bolzendurchmesser der gehärteten Stahlbolzen (Zylinderkopfschrauben) betragen 8 mm (Referenzdurchmesser), 12 mm und 16 mm und sind zusammen mit den vier nominellen Plattendicken in einer Prüfmatrix in Abbildung 5.17 dargestellt.

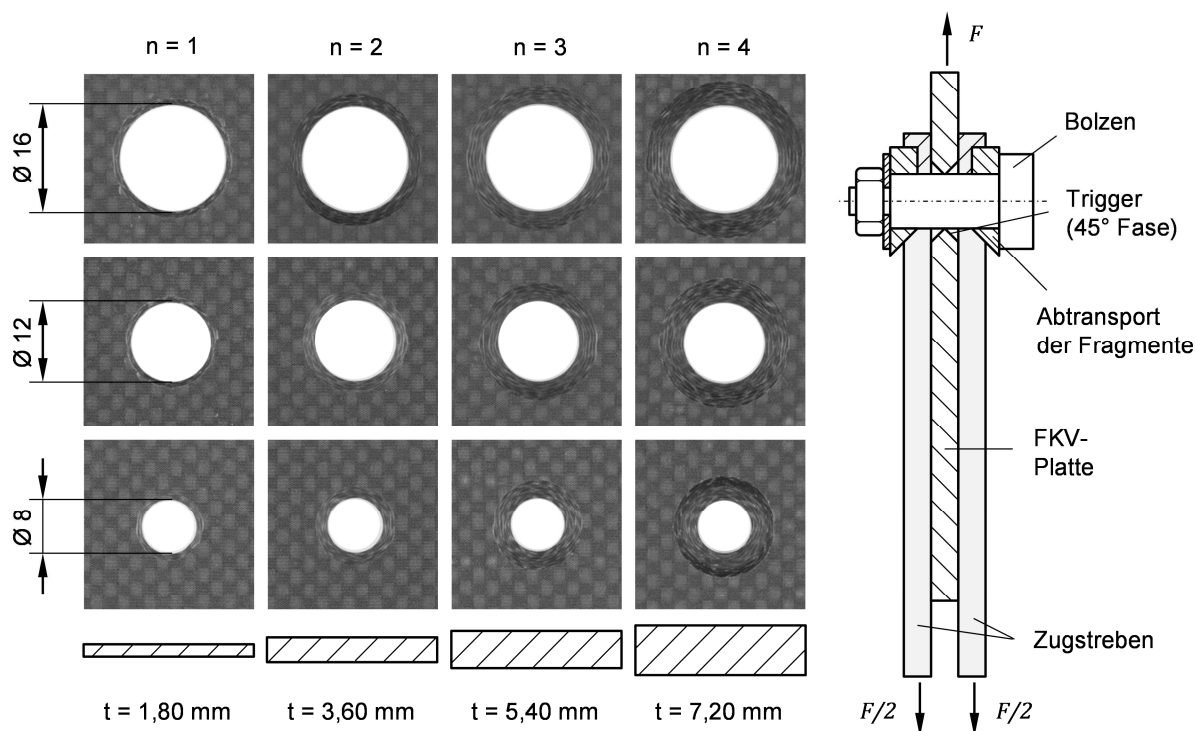


Abbildung 5.17: Untersuchte Konfigurationen der Geometriestudie an HTA / RTM 6 und geometrische Anpassung der Prüfvorrichtung für einen Abtransport der Fragmente

Da in der ersten Versuchsreihe zum Materialeinfluss der beidseitig gewählte Freiraum für die Fragmente von 2,00 mm nicht ausreichend war und primär bei den quasi-statischen Versuchen zu zusätzlichen Reibungseffekten durch ein Aufstauen der Fragmente zwischen Probenoberseite und Zugstrebe führte, wurde für die nachfolgende Studie die Geometrie der Zugstrebe dahingehend angepasst, dass der Bereich vor dem Bolzen eine entsprechende Abfuhr der entstehenden Fragmente und Faserbündel ermöglicht. Des Weiteren wurde zwischen Bolzenkopf und Probekörper eine schiefe Ebene vorgesehen, sodass sich die Fragmente nicht unter dem Bolzenkopf aufstauen können, sondern nach vorne abgeleitet werden (Abbildung 5.17 und Abbildung 5.18). Der zeitliche Verlauf einer kurzzeitdynamischen Prüfung mit 3 m/s ist in Abbildung 5.18 dargestellt. Darin ist zu erkennen, dass ein ausreichender Freiraum für den Abtransport der entstehenden Fragmente zweckmäßig ist, wenngleich diese unter kurzzeitdynamischer Prüfung deutlich kleiner und pulverartig ausfallen, wohingegen sie unter quasi-statischer Belastung als zusammenhängender Span aus dem Bereich vor dem Bolzen abgeführt werden. Da für die Plattendicke von  $t = 7,20$  mm zu hohe Kräfte am Bolzen ( $d = 8$  mm) bzw. für die Versuchsvorrichtung ( $d = 16$  mm) zu erwarten waren, wurde diese Konfiguration lediglich mit  $d = 12$  mm geprüft.

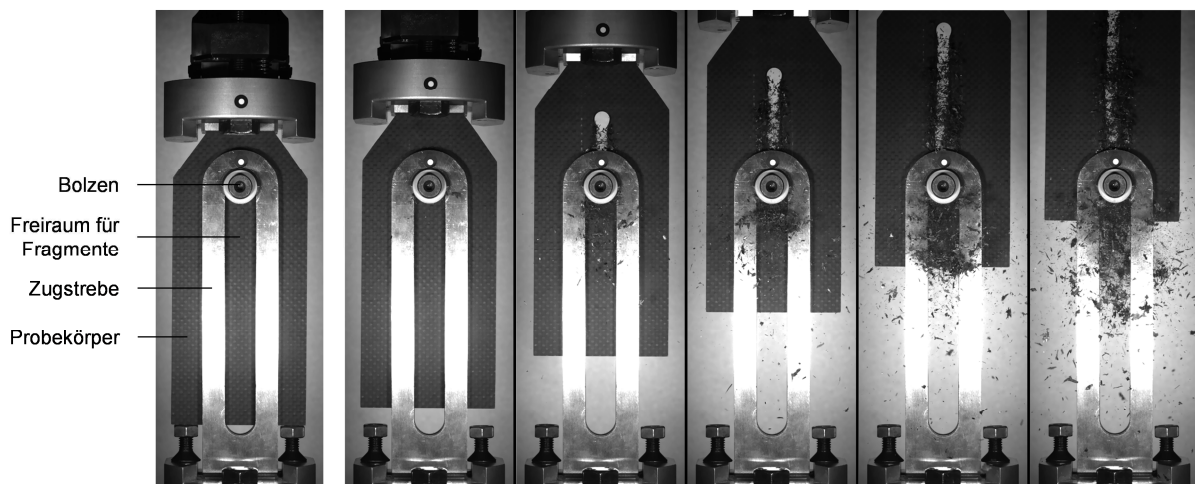


Abbildung 5.18: Kurzzzeitdynamische Prüfung mit 3 m/s der Konfiguration mit  $t = 1,80$  mm ( $n = 1$ ) und  $d = 8$  mm

Die Ergebnisse der experimentellen Studie zum Einfluss von Plattendicke und Bolzendurchmesser sind in Abhängigkeit der Lastrate in Abbildung 5.19 und Tabelle 5.6 zusammengefasst. Darin zeigt die mittlere Deformationskraft einen annähernd linearen Zusammenhang über dem Bolzendurchmesser und einen stark nichtlinearen Zusammenhang über der Plattendicke, wobei der Verlauf der mittleren Deformationskraft über der Plattendicke einer Potenzfunktion folgt. Diese wächst unter quasi-statischer Belastung mit zunehmender Plattendicke deutlich stärker als unter kurzzeitdynamischer Belastung. Folglich zeigt auch der Lastrateneinfluss  $e_R$  zwischen quasi-statischer (200 mm/min) und kurzzeitdynamischer (3 m/s) Belastung keinen konstanten Zusammenhang über der Plattendicke. Für  $t = 1,80$  mm beträgt dieser ca. 0,83, was einer Abnahme der mittleren Deformationskraft um 17% unter kurzzeitdynamischer Belastung entspricht. Mit zunehmender Plattendicke von  $t = 1,80$  mm auf 3,60 mm bzw. 5,40 mm nimmt der Lastrateneinfluss von ca. 17% auf ca. 33% bzw. 44% zu. Trägt man die Versagensspannung bzw. die spezifische Energieabsorption über der Plattendicke auf, ergibt sich ein linear ansteigender Zusammenhang zwischen Versagensspannung und Plattendicke. Dahingegen resultiert ein Auftragen über dem Bolzendurchmesser in einem annähernd konstanten Verlauf der Versagensspannung und damit auch der spezifischen Energieabsorption. Folglich ist aus Sicht des Leichtbaupotenzials für das Erreichen einer vorgegebenen Absorbercharakteristik (mittlere Deformationskraft) eine Erhöhung der Plattendicke einer Vergrößerung des Bolzendurchmessers vorzuziehen. Die entsprechenden Spannungs-Verschiebungs-Diagramme können dem Anhang A6 entnommen werden.

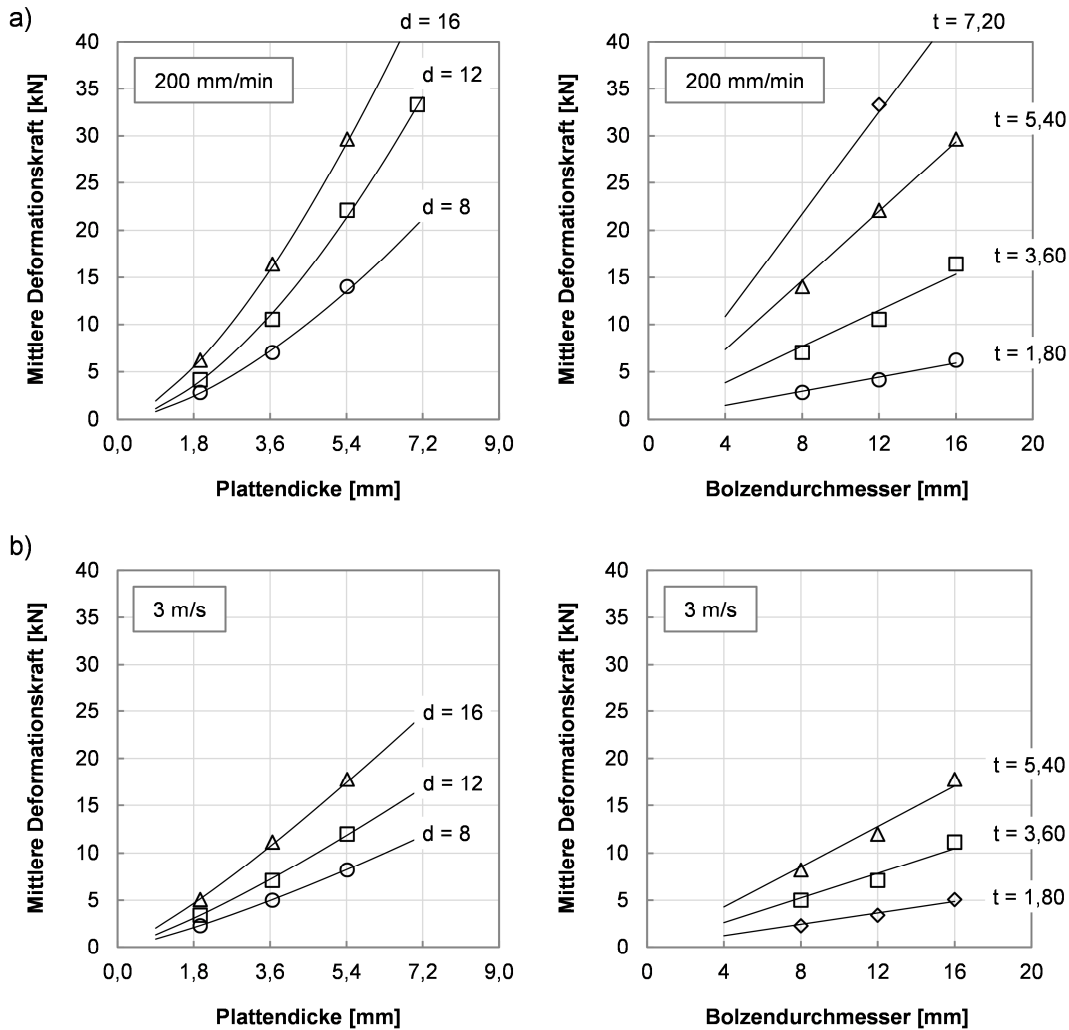


Abbildung 5.19: Einfluss Plattendicke und Bolzendurchmesser auf mittlere Deformationskraft unter a) quasi-statischer und b) kurzzeitdynamischer Belastung für HTA / RTM 6 (quasi-isotrop,  $d$  und  $t$  in mm)

Eine mögliche Begründung für den nichtlinearen Zusammenhang zwischen mittlerer Deformationskraft und Plattendicke liegt im Anteil des Laminatbiegeversagens (Modus 3). Darin geht in das Flächenträgheitsmoment zur Berechnung der Biegespannung die Plattendicke bzw. die Dicke des Laminatbündels potenziell ein, wohingegen die Breite, die hier mit dem Bolzendurchmesser angenähert wird, linear eingeht. Auf Basis dieser Versuchsergebnisse soll in Abschnitt 5.3 ein analytisches Modell zur Bestimmung der mittleren Deformationskraft in Abhängigkeit der Materialeigenschaften und der Geometrie vorgestellt werden. Die Berechnung der Biege- und Schubdeformation des beidseitig gelagerten Bolzens bestätigt, dass dieser aufgrund der maximal auftretenden Deformation von ca.  $10 \mu\text{m}$  als ideal starr angenommen werden kann, womit ein möglicher Einfluss der Bolzendeformation auf das sich einstellende Kraftniveau für die hier untersuchten Konfigurationen ausgeschlossen werden kann.

Tabelle 5.6: Charakteristische Kennwerte der Geometriestudie zum Referenzmaterial HTA / RTM 6 mit quasi-isotropem Lagenaufbau

<b>d</b> [mm]	<b>t<sub>nom</sub></b> [mm]	<b>Belastung</b>	<b>K</b> [kN/mm]	<b><math>\sigma_m</math></b> [MPa]	<b>e<sub>G</sub></b> [-]	<b>e<sub>L</sub></b> [-]	<b>e<sub><math>\Delta</math>L</sub></b> [-]	<b>e<sub>R,3m/s</sub></b> [-]	<b>E<sub>s</sub></b> [kJ/kg]
8	1,80	q-s	3,67	180	1,00	0,82	0,80	0,82	102,5
		dyn.	3,75	147	1,00	0,79	0,81	-	83,9
	3,60	q-s	4,55	239	1,00	0,82	0,81	0,71	136,6
		dyn.	6,97	171	1,00	0,83	0,82	-	97,5
	5,40	q-s	5,02	323	1,00	0,85	0,81	0,59	184,4
		dyn.	7,11	189	1,00	0,81	0,79	-	108,1
12	1,80	q-s	6,63	176	1,00	0,73	0,68	0,83	100,4
		dyn.	5,20	146	1,00	0,77	0,76	-	83,3
	3,60	q-s	6,19	240	1,00	0,80	0,76	0,64	144,2
		dyn.	4,16	162	1,00	0,80	0,78	-	92,4
	5,40	q-s	6,77	340	1,00	0,84	0,76	0,54	193,8
		dyn.	6,52	185	1,00	0,79	0,76	-	105,3
7,20	q-s	6,35	393	1,00	0,84	0,76	-	224,1	
16	1,80	q-s	6,17	198	1,00	0,76	0,71	0,82	113,0
		dyn.	6,05	162	1,00	0,78	0,79	-	92,6
	3,60	q-s	6,76	280	1,00	0,69	0,68	0,68	160,0
		dyn.	7,32	191	1,00	0,84	0,85	-	108,9
	5,40	q-s	7,44	335	1,00	0,72	0,75	0,60	191,2
		dyn.	7,13	205	1,00	0,80	0,78	-	114,7

### 5.2.3 Einfluss der Temperatur

Der Einfluss der Temperatur auf das progressive Lochleibungsversagen bzw. die mittlere Deformationskraft wurde exemplarisch für die Variante aus HTA / RTM 6 mit einer Plattendicke von 1,80 mm und einem Bolzendurchmesser von 8 mm untersucht. Als Belastungsgeschwindigkeit wurde 3 m/s gewählt, wodurch die Ergebnisse direkt mit den Versuchen gleicher geometrischer Zusammenhänge bei RT in Abschnitt 5.2.2 vergleichbar sind. Gemäß dem betrachteten Anwendungsfall im unteren Flugzeugrumpfbereich beträgt die definierte untere und obere Prüftemperatur -20 °C und 60 °C, wobei jeweils drei Probekörper pro Temperatur getestet wurden. Abbildung 5.20 zeigt den Trend der ausgewerteten Versuchsdaten in Abhängigkeit der Prüftemperatur. Der Temperatureinfluss  $e_T$  der untersuchten Konfiguration liegt mit 0,97 (-20 °C) bzw. 0,95 (60 °C) in der Größenordnung der Standardabweichung der spezifischen Energieabsorption und kann als vernachlässigbar angesehen werden.

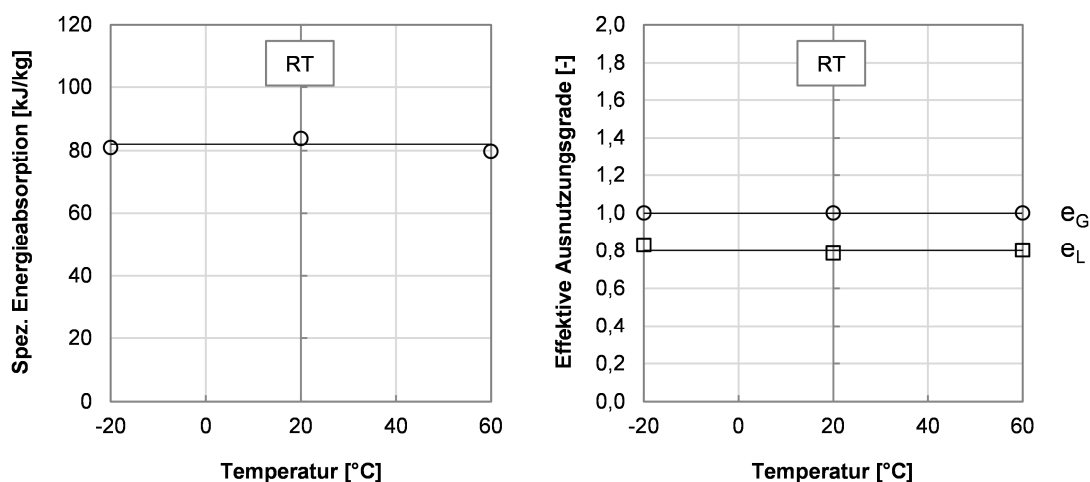


Abbildung 5.20: Abhängigkeit der charakteristischen Kennwerte von der Temperatur für HTA / RTM 6 mit  $t = 1,8$  mm und  $d = 8$  mm (3 m/s)

Der Einfluss der Temperatur auf das Versagensverhalten von dünnwandigen Zylinderschalen aus FKV unter Druckbelastung wurde in [55], [61]-[63], [181]-[183], untersucht. Darin zeigt sich für die untersuchten CFK- und GFK-Materialkonfigurationen ein konsistenter Trend einer abnehmenden spezifischen Energieabsorption mit zunehmender Temperatur oberhalb von RT. Eine Veränderung des Versagensverhaltens von FKV unter Druckbelastung ist dabei primär auf die Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften des verwendeten Matrixwerkstoffs zurückzuführen. Hamada [62] untersuchte das Crushing-Verhalten von CF/PEEK Rohren unter Temperatureinfluss im Bereich zwischen  $-100$  °C und  $150$  °C mit dem Ergebnis, dass die spezifische Energieabsorption bei  $-10$  °C ein Maximum erreicht und sowohl unterhalb als auch oberhalb dieser Temperatur abnimmt. In [55] werden ebenfalls kohlenstofffaserverstärkte Rohre, jedoch mit einer Matrix aus Epoxidharz im Temperaturbereich zwischen  $-200$  °C und  $200$  °C, untersucht. Die Rohre aus T300 / 934 zeigen für den hier untersuchten Temperaturbereich zwischen  $-20$  °C und  $60$  °C einen nahezu konstanten Verlauf der spezifischen Energieabsorption mit einem starken Abfall der  $E_s$ -Werte ab ca.  $150$  °C. Für  $0$  °C ergibt sich ein Maximum von ca.  $70$  kJ/kg. Einen vergleichbaren Trend zeigen die Untersuchungen in [63], [181] an Crash-Strukturen aus kohlenstofffasergewebeverstärktem PA 66, die bei  $20$  °C in maximalen spezifischen Energieabsorptionen von  $64$  kJ/kg resultieren und im Bereich zwischen  $-20$  °C und  $60$  °C ebenfalls einen annähernd konstanten Verlauf der  $E_s$ -Werte mit abfallender Tendenz zeigen. Ein Vergleich der unterschiedlichen CFK-Strukturen in [63] zeigt, dass der Temperatureinfluss für die Konfiguration mit Epoxidharz mit  $\pm 10\%$  im be-



trachteten Temperaturbereich zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $100\text{ °C}$  vergleichbar mit den hier ermittelten  $e_T$ -Werten von 0,95 und 0,97 ist.

#### 5.2.4 Bewertung der Ergebnisse

Aus der experimentellen Studie zum Einfluss des Materials, der Lastrate, der geometrischen Parameter sowie der Temperatur auf das progressive Lochleibungsversagen von gewebeverstärkten, monolithischen FKV und Sandwichstrukturen lassen sich die folgenden Erkenntnisse ableiten:

- Spröde Fasermaterialien zeigen im Vergleich zu duktilen Fasermaterialien unabhängig von der Faserorientierung ein kontrolliert ablaufendes, progressives Lochleibungsversagen als Kombination aus transversalem Schubversagen (Modus 1) und Laminatbiegeversagen (Modus 2) und sind für den betrachteten Anwendungsfall zu bevorzugen.
- Duktile Fasermaterialien versagen unter  $0^\circ/90^\circ$ -Faserorientierung unter Laminatbiegeversagen (Modus 2). Aufgrund des unkontrolliert ablaufenden Versagens unter lokaler Faltenbildung (Modus 4), sind duktile Fasermaterialien unter einem Winkel von  $\pm 45^\circ$  relativ zur Bolzendurchzugsrichtung zu vermeiden.
- Der Schädigungsbereich seitlich des Bolzens beträgt für spröde FKV ca. 20% und für duktile FKV ca. 50% des Bolzendurchmessers.
- Für kohlenstofffaserverstärkte Lamine resultiert eine Faserorientierung unter  $\pm 45^\circ$  aufgrund der lastflussoptimierten Faserausrichtung in einer bis zu 20% höheren mittleren Deformationskraft im Vergleich zu einer  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung.
- Eine Erhöhung der Lastrate (3 m/s) resultiert in einer Reduktion der spezifischen Energieabsorption im Vergleich zur quasi-statischen Belastung (200 mm/min) von ca. 20-40%.
- Aufgrund der Stützwirkung der Matrix sind Matrixwerkstoffe mit hoher Steifigkeit und Festigkeit für den betrachteten Anwendungsfall zu bevorzugen. Polymere Matrixwerkstoffe mit erhöhter Bruchzähigkeit bei gleichzeitig hohen Steifigkeits- und Festigkeitskennwerten zeigen unter kurzzeitdynamischer Belastung jedoch nur einen geringen Einfluss auf die mittlere Deformationskraft.
- Die Wahl eines geeigneten Triggermechanismus ermöglicht einerseits die Reduktion der anfänglichen Lastüberhöhung, muss andererseits aber auch die Anforderungen der statischen Tragfähigkeit der Struktur erfüllen.

- Ein fehlender Abtransport der entstehenden Fragmente im Bereich vor dem Bolzen kann zu zusätzlichen Reibungseinflüssen aufgrund von Verklammerungseffekten führen. Diese Problematik tritt bevorzugt unter Faserorientierung von  $\pm 45^\circ$  relativ zur Bolzendurchzugsrichtung auf und ist unter quasi-statischer Belastung wesentlich ausgeprägter als für den realen Lastfall unter kurzzeitdynamischer Belastung. Aus Gründen einer reproduzierbaren Absorbercharakteristik ist ein entsprechender Freiraum bzw. der Abtransport in der Auslegung vorzusehen.
- Reibung zwischen den Faserbündeln untereinander und zwischen Faserbündeln und Bolzen hat vor allem unter kurzzeitdynamischer Belastung einen äußerst hohen, lokalen Temperatureintrag zur Folge. Dieser kann sich sowohl auf die Reibungseigenschaften als auch auf die mechanischen Eigenschaften durch eine Degradation der eingesetzten Materialien negativ auswirken.
- Mit zunehmender Plattendicke zeigt die mittlere Deformationskraft für CF/EP-Laminat eine stark nichtlineare Zunahme, wohingegen diese mit zunehmendem Bolzendurchmesser einem näherungsweise linear ansteigenden Trend folgt.
- Der Einfluss der Temperatur auf das Absorberverhalten von CF/EP-Laminaten ist für den betrachteten Temperaturbereich zwischen  $-20\text{ °C}$  und  $60\text{ °C}$  als vernachlässigbar anzusehen.
- Sandwichstrukturen mit Honigwabenkern zeigen eine generelle Eignung für eine Energieabsorption unter progressivem Lochleibungsversagen, erreichen jedoch mit ca.  $50\text{--}80\text{ kJ/kg}$  eine deutlich geringere spezifische Energieabsorption im Vergleich zu monolithischen FKV. Die Lastrate hat jedoch einen geringen Einfluss auf die Absorbercharakteristik von Sandwichstrukturen.

### 5.3 Analytische Untersuchung

In Abschnitt 5.2.2 konnte gezeigt werden, dass weder unter quasi-statischer noch unter kurzzeitdynamischer Belastung zwischen der mittleren Deformationskraft und der Plattendicke ein linearer Zusammenhang besteht. Damit ist eine Vorauslegung des sich einstellenden mittleren Kraftniveaus unter Verwendung der geometrischen Zusammenhänge in Kombination mit einer materialspezifischen mittleren progressiven Lochleibungs- bzw. Versagensspannung (Tabelle 5.4) nicht möglich. Im Folgen-

den soll ein analytisches Modell, das auf Basis von geometrischen und materiellen Parametern eine Abschätzung der sich einstellenden mittleren Deformationskraft unter progressivem Lochleibungsversagen ermöglicht, vorgestellt und anhand der Versuchsergebnisse aus Abschnitt 5.2.2 validiert werden.

### 5.3.1 Modellbeschreibung

Ausgehend von experimentellen Daten liefern Fairfull und Hull [177] einen ersten Ansatz zur Beschreibung der Kraft- und Reibungskomponenten in den unterschiedlichen Bereichen der Schädigungszone von Crushing-Absorbern. Der von Mamalis et al. [24], [184] beschriebene energetische Ansatz zur Abschätzung der Energieabsorption von FKV unter progressivem Druckversagen, basiert auf den vorherrschenden Energieabsorptionsmechanismen (Moden 1, 2 und 3) und ermöglicht eine vereinfachte Beschreibung des komplexen Versagensverhaltens von Crushing-Absorbern unterschiedlichen Querschnitts und axialer Ausprägung (zylindrisch, konisch). Darin kann ein sich mit der Belastungsgeschwindigkeit änderndes Verhalten über eine Anpassung der geometrischen Zusammenhänge in der Schädigungszone, der Gleitreibungskoeffizienten sowie der Materialeigenschaften berücksichtigt werden. Das nachfolgende Modell zur Beschreibung des progressiven Lochleibungsversagens basiert auf dem von Mamalis et al. [24] vorgeschlagenen, formelmäßigen Zusammenhang, der für das hier betrachtete Bolzendurchzug-Konzept entsprechend angepasst und erweitert wurde.

Nach [24] wird der für das Crushing von FKV charakteristische Kraft-Verschiebungsverlauf in drei grundlegende Bereiche unterteilt. In Bereich I ( $0 < s < s_I$ ) kommt es zur elastischen Verformung bis zum Erreichen der Triggerkraft  $F_{trig}$ , ab der ein Materialversagen unter Druckbelastung bzw. für den hier betrachteten Lastfall unter Lochleibungsversagen mit einem Abfall im Kraftsignal einhergeht. Die erforderliche Energie wird mit der Arbeit  $W_I$  zur Bildung eines zentralen interlaminaeren Risses der Länge  $l_c$  gemäß Gleichung (5.3) gleichgesetzt.

$$W_I = G_{IC} \cdot l_c \cdot d = \int_0^{s_I} F ds = \frac{1}{2} \cdot F_{trig} \cdot s_I \quad (5.3)$$

Mit fortschreitender Verschiebung kommt es in Bereich II ( $s_I < s < s_{II}$ ) zur Ausbildung einer Schädigungszone, bestehend aus zwei gleichmäßig nach außen gebogenen Laminatbündeln und einem Keil aus fragmentiertem Material. Die hierfür erforderliche

derliche Arbeit  $W_{II}$  lässt sich nach Gleichung (5.4) abschätzen. Darin stellt  $\varphi$  den halben Spitzenwinkel,  $l_s$  die Seitenlänge des dreieckförmigen Keils aus Fragmenten und  $\sigma_0$  die Druckspannung, die von diesem auf die Laminatbündel wirkt, dar. Die vereinfachten geometrischen Zusammenhänge des Schädigungsbereichs vor dem Bolzen sind in Abbildung 5.21 zusammengefasst.

$$W_{II} = 2 \cdot \left( \int_0^\varphi \sigma_0 \cdot l_s \cdot \left( \frac{l_s}{2} \right) d\varphi \right) \cdot d = \int_{s_I}^{s_{II}} F ds \quad (5.4)$$

Dabei erfolgt der Bezug der längenspezifischen Kraftkomponenten nicht auf den mittleren Umfang einer Rohrstruktur, sondern auf den Bolzendurchmesser  $d$ , was zugleich die erste Annahme des Modells darstellt. Im Anschluss an die Bildung der Schädigungszone stellt sich in Bereich III ( $s_{II} < s$ ) ein um die mittlere Deformationskraft schwingender stationärer Kraftverlauf ein. In diesem Bereich findet die eigentliche Energieabsorption statt, die sich nach [24] aus den folgenden vier Mechanismen zusammensetzt:

- Reibung zwischen Laminatbündel und Fragmentkeil bzw. Bolzen ( $W_i$ )
- Kontinuierliches Aufbiegen der Laminatbündel ( $W_{ii}$ )
- Zentrale Delamination durch interlaminares Risswachstum ( $W_{iii}$ )
- Seitliche Trennung der Laminatbündel vom umgebenden Laminat ( $W_{iv}$ )

Der Beschreibung der einzelnen Energieanteile liegen weitere Annahmen zugrunde. So geht der Ansatz von einem statischen Kräftegleichgewicht aus und vernachlässigt sämtliche Kräfte zur Beschleunigung von Massen (Trägheitskräfte). Des Weiteren wird der Keil aus Fragmenten in seiner Geometrie als ideales, gleichschenkliges Dreieck ABC mit einer Seitenlänge von  $l_s$  und einem Spitzenwinkel von  $\alpha$  angenommen. Daraus ergibt sich der Biegewinkel der Laminatbündel zu  $\varphi = \alpha/2$ . Für das deformierte Material wird der Ansatz der Volumenkonstanz gewählt, sodass eine infinitesimale Verschiebung am Eintritt  $ds_{ein}$  in die Schädigungszone der Verschiebung am Austritt  $ds_{aus}$  aus dieser entspricht. Außerdem liegt dem Ansatz die Annahme zugrunde, dass sich die geometrischen Verhältnisse für  $l_c$ ,  $b$  (Grundseite AB des Dreiecks),  $h$  (Höhe des Dreiecks) und damit für  $\alpha$  im stationären Bereich III nicht verändern.

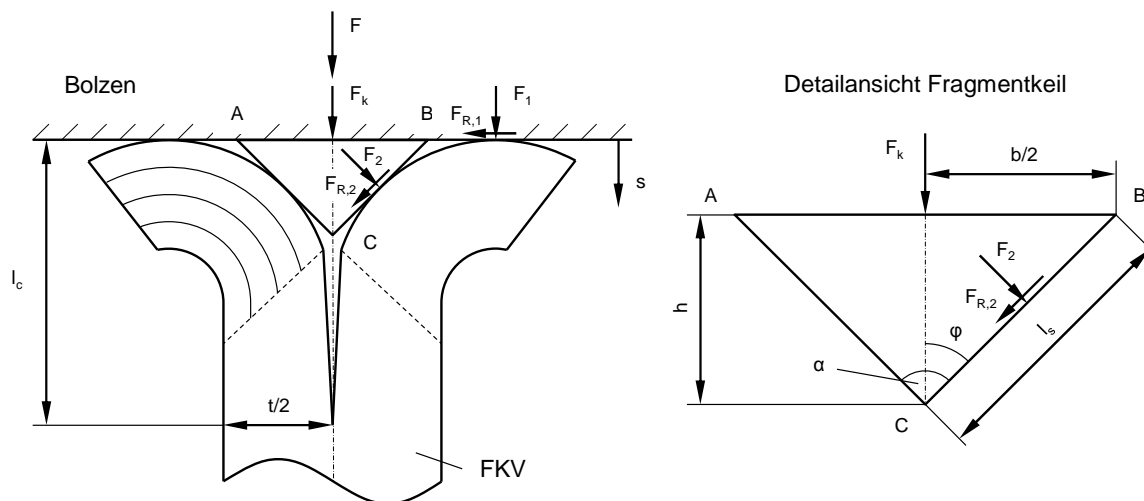


Abbildung 5.21: Geometrische Zusammenhänge und Detailansicht des geschädigten Bereichs vor dem Bolzen (Fragmentkeil) nach [24]

Die absorbierte Energie ergibt sich aus der Summe der einzelnen Energieanteile zu

$$W = W_i + W_{ii} + W_{iii} + W_{iv} \quad (5.5)$$

mit

$$W_i = 2 \cdot (\mu_1 \cdot F_1 + \mu_2 \cdot F_2) \cdot (s - s_{II}) \cdot d, \quad (5.6)$$

$$W_{ii} = 2 \cdot \left( \int_0^\varphi F_2 \cdot \left(\frac{l_s}{2}\right) d\varphi + \int_{s_{II}}^s F_2 \cdot \varphi ds \right) \cdot d, \quad (5.7)$$

$$W_{iii} = \int_{s_I}^{s+l_c} G_{IC} \cdot d ds = G_{IC} \cdot ((s + l_c) - s_I) \cdot d, \quad (5.8)$$

$$W_{iv} = n \cdot \int_0^s G_C \cdot \left(\frac{t}{2}\right) ds = n \cdot \left(\frac{t}{2}\right) \cdot G_C \cdot s. \quad (5.9)$$

Darin sind  $F_1$  und  $F_2$  die auf den Bolzendurchmesser  $d$  bezogenen Normalkräfte zwischen Bolzen und Laminatbündel bzw. zwischen Fragmentkeil und Laminatbündel und  $\mu_1$  bzw.  $\mu_2$  die Gleitreibungskoeffizienten der entsprechenden Kontaktflächen. In Gleichung (5.7) sind die Komponenten für eine kontinuierliche Krümmungsänderung sowie für den Krümmungssprung am Eintritt in den biegedeformierten Bereich enthalten. Unter der in [24] getroffenen Annahme, dass der zentrale Riss (Delamination) konstant mit der Geschwindigkeit des Bolzens wächst, kann die dafür erforderliche Energie  $W_{iii}$  mit der interlaminaren Energiefreisetzungsrate  $G_{IC}$  unter Mode I Belastung bestimmt werden. Die Energie  $W_{iv}$  für das seitliche bzw. zentrale Durchtrennen

der Laminatbündel kann in Abhängigkeit der Anzahl an Trennlinien  $n$  und der intralaminaren kritischen Energiefreisetzungsrates  $G_C$  des Laminats unter Zugbelastung bestimmt werden. Damit ergibt sich die mittlere Deformationskraft  $F$  zu

$$F = \frac{W}{s}. \quad (5.10)$$

Ein statisches Kräftegleichgewicht am Gesamtsystem sowie am Fragmentkeil in vertikaler Richtung liefert unter Verwendung der Reibungsbeziehung  $F_{R,2} = \mu_2 \cdot F_2$  einen Zusammenhang zur Bestimmung der unbekanntenen Kräfte  $F_1$  und  $F_2$  bzw.  $F_k$ .

$$F = (F_k + 2 \cdot F_1) \cdot d \quad (5.11)$$

$$F_k = 2 \cdot F_2 \cdot (\sin \varphi + \mu_2 \cdot \cos \varphi) \quad (5.12)$$

In [24] wird die Streckenlast  $F_2$  als Resultierende der Druckspannung  $\sigma_0$  zwischen Fragmentkeil und Laminatbündel mit einer Wirkungslinie bei  $l_s/2$  zu

$$F_2 = \sigma_0 \cdot l_s \quad (5.13)$$

mit

$$\sigma_0 = k \cdot \sigma_x \quad (5.14)$$

definiert. Daraus ergibt sich in Abhängigkeit der Seitenlänge des Dreiecks  $l_s$ , einer sogenannten Materialkonstante  $k$  und der maximal übertragbaren Normal- bzw. Biegespannung  $\sigma_x$  des betrachteten FKV ein formelmäßiger Zusammenhang gemäß Gleichung (5.15) zur Bestimmung der Normalkraft  $F_2$  zwischen Fragmentkeil und Laminatbündel. Zur Bestimmung des Faktors  $k$  werden in [24] jedoch keine Informationen geliefert, weshalb im Folgenden ein möglicher Ansatz vorgestellt werden soll.

$$F_2 = l_s \cdot k \cdot \sigma_x. \quad (5.15)$$

Auf Basis eines einfachen, einseitig fest eingespannten Kragarms (Laminatbündel) der Länge  $l_s/2$ , der am freien Ende mit einer Querkraft von  $F_2$  belastet wird, kann der Faktor  $k$  aus einer linearen Dehnungsverteilung über der Dicke aus dem maximal übertragbaren Biegemoment (maximale Biegespannung in der Randfaser) bestimmt werden. Damit ergibt sich die Normalspannung zu

$$\sigma_x(z) = \frac{M_y(x)}{I_y} \cdot z. \quad (5.16)$$

Das auf den Bolzendurchmesser bezogene maximale Schnittmoment  $M_y$  im Bereich der festen Einspannung ( $x = 0$ ) liefert eine maximale Normalspannung für die Randfaser bzw. die äußeren Laminatschichten des Laminatbündels ( $z = t/4$ ) zu

$$\sigma_{x,max}(z = t/4) = 12 \cdot \frac{l_s}{t^2} \cdot F_2 \quad (5.17)$$

mit

$$M_y(x = 0) = F_2 \cdot \frac{l_s}{2}, \quad (5.18)$$

$$I_y = \frac{d \cdot \left(\frac{t}{2}\right)^3}{12}. \quad (5.19)$$

Ein Koeffizientenvergleich zwischen den Gleichungen (5.15) und (5.17) liefert die in Gleichung (5.20) enthaltene Beziehung für den Faktor  $k$  in Abhängigkeit der Plattendicke  $t$  und der Seitenlänge  $l_s$ .

$$k = \frac{1}{12} \cdot \frac{t^2}{l_s^2} \quad (5.20)$$

Das Einsetzen der Gleichungen (5.6)-(5.9) in Gleichung (5.5) resultiert unter Verwendung der Gleichungen (5.11), (5.12), (5.15) und (5.20) in einem formelmäßigen Zusammenhang zur Bestimmung der Energieabsorption unter progressivem Lochleibungsversagen in Abhängigkeit der geometrischen und materiellen Parameter.

$$W = \frac{1}{\left(1 - \mu_1 + \mu_1 \cdot \frac{s_{II}}{s}\right)} \cdot (A \cdot B + C + D) \quad (5.21)$$

$$A = \frac{1}{6} \cdot \frac{t^2}{l_s} \cdot d \cdot \sigma_x \quad (5.22)$$

$$B = (s - s_{II}) \cdot \left( \frac{\mu_2}{\cos \varphi} - \mu_1 \cdot (t \tan \varphi + \mu_2) \right) + \left( \frac{\varphi}{\cos \varphi} \right) \cdot \left( \frac{l_s}{2} + s - s_{II} \right) \quad (5.23)$$

$$C = G_{IC} \cdot ((s + l_c) - s_I) \cdot d = W_{iii} \quad (5.24)$$

$$D = n \cdot \left(\frac{t}{2}\right) \cdot G_C \cdot s = W_{iv} \quad (5.25)$$

Aus Gleichung (5.22) ist zu erkennen, dass die Plattendicke  $t$  quadratisch und der Bolzendurchmesser  $d$  linear in die absorbierte Energie und somit in die mittlere Deformationskraft, die mit Gleichung (5.10) bestimmt werden kann, eingehen, was die

in Abschnitt 5.2.2 ermittelte Nichtlinearität der mittleren Deformationskraft mit zunehmender Plattendicke bestätigt.

### 5.3.2 Parameterbestimmung und Modellvalidierung

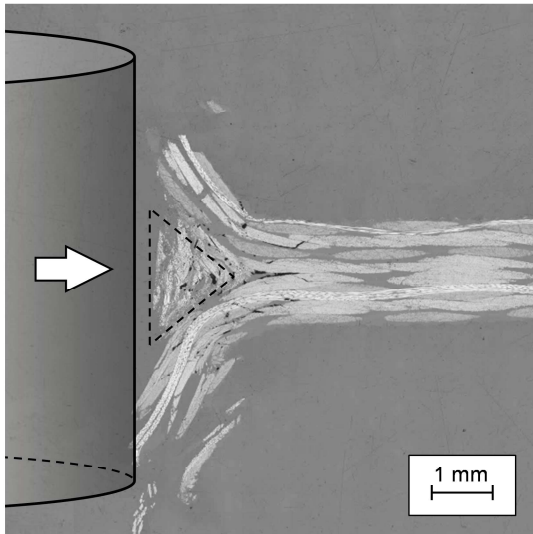
Die für das analytische Modell aus Gleichung (5.21) erforderlichen Parameter sollen im Folgenden beschrieben werden. Hierzu gehören die Gleitreibungskoeffizienten  $\mu_1$  und  $\mu_2$ , die geometrischen Zusammenhänge der Schädigungszone mit  $l_c$  und  $n$  sowie des Fragmentkeils mit  $l_s$  und  $\alpha$ , die Biegefestigkeit des Laminats  $\sigma_x$  und die intra- und interlaminaren, kritischen Energiefreisetzungsraten  $G_C$  und  $G_{IC}$ .

Die Gleitreibungskoeffizienten zwischen rohrförmigen Crushing-Absorbern aus FKV und Stahlwiderlagern unterschiedlicher Oberflächenrauigkeiten wurden bereits von Fairfull und Hull [177] untersucht. Für eine polierte Stahloberfläche, wie sie der hier verwendeten Passschraube aus gehärtetem Stahl entspricht, ergibt sich ein Wert für  $\mu_1$  zwischen 0,26 und 0,30. Dieser deckt sich mit den Untersuchungen in [24], [183], [185] und wurde in Annäherung für die hier untersuchte Materialpaarung benutzt. Für den Gleitreibungskoeffizienten  $\mu_2$  zwischen Fragmentkeil und Laminatbündel wird von Mamalis et al. [24] in Abhängigkeit des Materials und der Belastungsgeschwindigkeit ein Wert zwischen 0,50 und 0,70 angegeben. Auch Untersuchungen zum Reibverhalten zwischen CFK und CFK von Schön [186] bestätigen für eine entsprechende Reibpaarung einen anfänglichen Gleitreibungskoeffizienten von 0,65 (ungeschädigtes Material) und einen Wert nach Verschleiß von 0,74. Daraus lassen sich für eine Validierung der in Abschnitt 5.2.2 untersuchten Absorberkonfiguration mittlere Gleitreibungskoeffizienten für  $\mu_1$  von 0,30 und  $\mu_2$  von 0,65 annehmen.

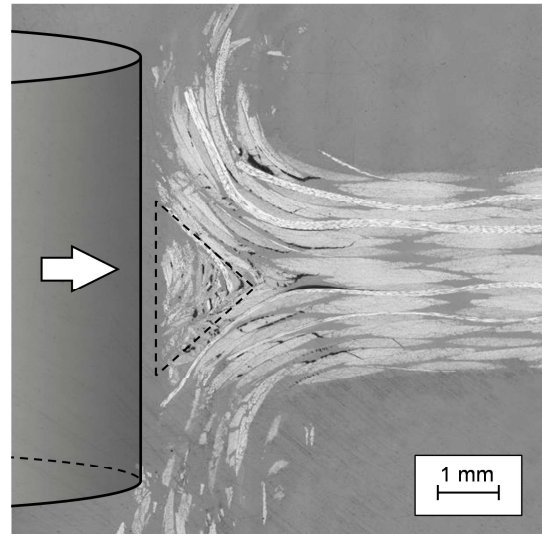
Die in [24] vorgeschlagenen, formelmäßigen Zusammenhänge zur Bestimmung der Risslänge  $l_c$  sowie der Geometrie des Fragmentkeils  $l_s$  und  $\alpha$  liefern eine schlechte Übereinstimmung zwischen analytisch und experimentell ermittelter mittlerer Deformationskraft. Aus diesem Grund wurde die Geometrie der Schädigungszone sämtlicher Probekörper der quasi-statischen Prüfserie anhand von Schlibbildern ausgewertet. Abbildung 5.22 zeigt die Geometrie des Fragmentkeils in Abhängigkeit der Plattendicke für die Konfiguration mit einem Bolzendurchmesser von 12 mm. Bedingt durch die Prüfmethode der kurzzeitdynamischen Prüfserie, bei der der Bolzen vollständig durch das Laminat gezogen wurde, konnte eine entsprechende Auswertung der Schädigungszone der dynamisch geprüften Proben nicht durchgeführt werden.



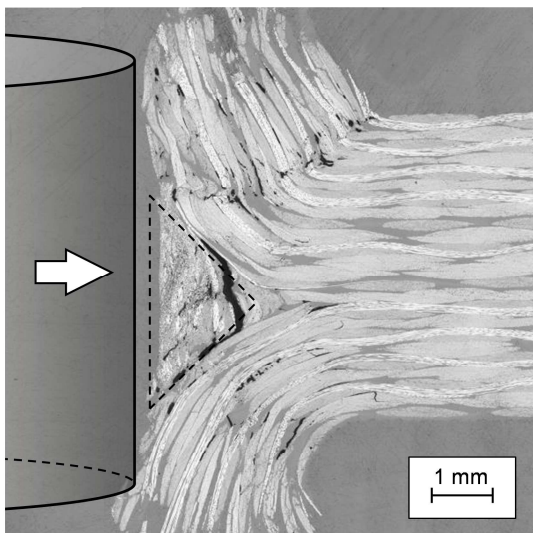
a) HTA / RTM 6 (d = 12 mm, t = 1,80 mm)



b) HTA / RTM 6 (d = 12 mm, t = 3,60 mm)



c) HTA / RTM 6 (d = 12 mm, t = 5,40 mm)



d) HTA / RTM 6 (d = 12 mm, t = 7,20 mm)

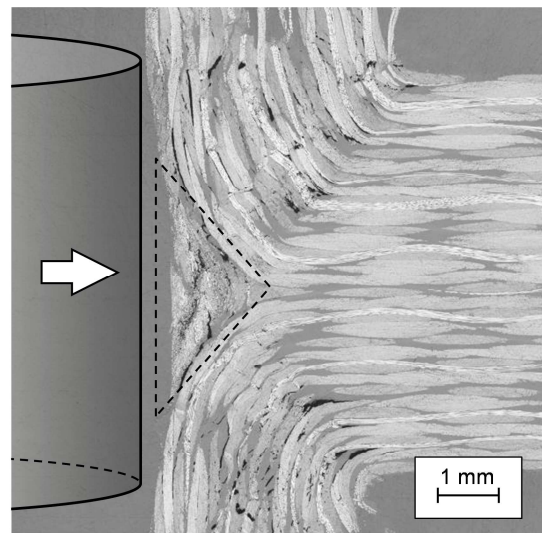


Abbildung 5.22: Auswertung der Schädigungszone vor dem Bolzen (quasi-statisch)

Für die Seitenlänge  $l_s$  und den Spitzenwinkel  $\alpha$  des Fragmentkeils ergeben sich die in Abbildung 5.23 gezeigten linearen Zusammenhänge mit zunehmender Plattendicke. Gegenüber dem Bolzendurchmesser zeigen die ausgewerteten Schlibfbilder keine Abhängigkeit. Die Geometrie des Fragmentkeils lässt sich für das hier untersuchte Material aus HTA / RTM 6 nach Gleichung (5.26) und (5.27) bestimmen.

$$l_s(t) = C_l \cdot t + l_0 \quad (5.26)$$

$$\alpha(t) = C_\alpha \cdot t + \alpha_0 \quad (5.27)$$

Die darin enthaltenen Unbekannten  $C_l$ ,  $l_0$ ,  $C_\alpha$  und  $\alpha_0$  sind in Tabelle 5.7 zusammengefasst, und stellen die Steigung sowie den Ordinatenabschnitt der linearen Zusammenhänge (Ausgleichsgeraden) zwischen Seitenlängen bzw. Spitzenwinkel und Plattendicke dar. Weiter ist in den Schlifffbildern zu erkennen, dass der von Mamalis et al. [24] beschriebene zentrale Riss für das hier betrachtete Gewebematerial nicht in der Größenordnung der Plattendicke liegt, sondern vernachlässigt werden kann.

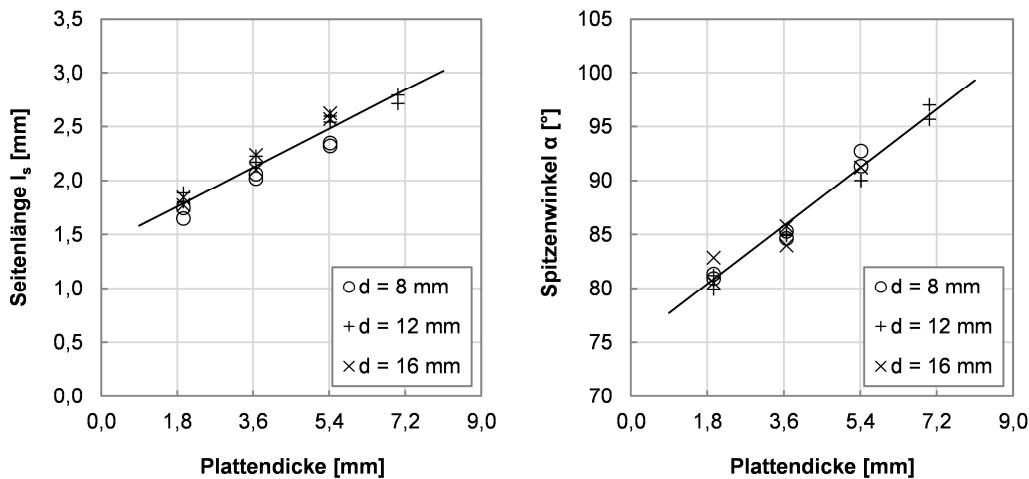


Abbildung 5.23: Seitenlänge  $l_s$  und Spitzenwinkel  $\alpha$  des Fragmentkeils in Abhängigkeit der Plattendicke  $t$  (quasi-statische Prüfserie)

Untersuchungen von Pinho et al. [187] zur kritischen Energiefreisetzungsrate  $G_C$  unter intralaminarer Zug- und Druckbelastung von T300 / 913 UD-Prepreg ergaben Werte für die Rissinitiierung und den Rissfortschritt unter Zugbelastung von 91,6 bzw. 133 kJ/m<sup>2</sup>, wohingegen unter Druckbelastung lediglich ein aussagekräftiger Wert für die Rissinitiierung von 79,9 kJ/m<sup>2</sup> bestimmt werden konnte. Da dieses Material bis auf die Faserarchitektur vergleichbar mit dem hier untersuchten HTA / RTM 6 ist, wurde für die intralaminare Energiefreisetzungsrate  $G_C$  ein gemittelter Wert von 100 kJ/m<sup>2</sup> angenommen. Die interlaminare Energiefreisetzungsrate  $G_{IC}$  unter Mode I Belastung wurde mittels Double Canilever Beam (DCB) Tests nach DIN EN 6033 [188] experimentell bestimmt und beträgt 452 J/m<sup>2</sup>. Details zu den Versuchen können in Anhang A7 nachvollzogen werden.

Die Bestimmung der Biegefestigkeit  $\sigma_x$  von Laminaten kann sowohl experimentell mittels 3-Punkt- bzw. 4-Punkt-Biegeversuch gemäß DIN EN ISO 14125 [189] als auch analytisch mittels klassischer Laminattheorie (CLT) erfolgen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Biegefestigkeit  $\sigma_x$  des betrachteten Laminats aus HTA / RTM 6 mit quasi-isotropem Lagenaufbau anhand der in Anhang A7 ermittelten mechanischen

Eigenschaften der Einzelschicht unter der Annahme des Maximalspannungskriteriums (Erstversagen mit  $RF = 1,0$ ) analytisch mittels CLT zu 550 MPa bestimmt. Eine Verwendung der dynamischen Eigenschaften der Einzelschicht resultiert für den betrachteten Lagenaufbau in einer dynamischen Biegefestigkeit von 400 MPa. Tabelle 5.7 fasst sämtliche dem analytischen Modell zugrunde liegenden Parameter für eine Validierung auf Basis des hier untersuchten gewebeverstärkten FKV aus HTA / RTM 6 zusammen.

Tabelle 5.7: Verwendete Modellparameter für HTA / RTM 6 (quasi-isotrop)

Belastung	$\sigma_x$ [MPa]	$G_C$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$G_{IC}$ [J/m <sup>2</sup> ]	$\mu_1$ [-]	$\mu_2$ [-]	$n$ [-]	$C_1$ [-]	$l_0$ [mm]	$C_\alpha$ [%mm]	$\alpha_0$ [°]	$l_c$ [mm]
Quasi-statisch (200 mm/min)	550	100 <sup>1</sup>	452	0,3 <sup>1</sup>	0,65 <sup>1</sup>	4	0,2	1,4	3,0	75	0,0
Dynamisch (3 m/s)	400	100 <sup>1</sup>	452	0,3 <sup>1</sup>	0,65 <sup>1</sup>	4	0,5 <sup>2</sup>	0,5 <sup>2</sup>	3,0 <sup>2</sup>	75 <sup>2</sup>	0,0

<sup>1)</sup> aus Literaturdaten, <sup>2)</sup> Annahmen für eine gute Übereinstimmung mit den dynamischen Ergebnissen

Abbildung 5.24 zeigt die Kurvenverläufe der analytisch ermittelten mittleren Deformationskraft im Vergleich zu den experimentellen Datenpunkten inklusive dreifacher Standardabweichung in Abhängigkeit der Plattendicke und des Bolzendurchmessers. Eine detaillierte Auswertung der jeweils korrespondierenden Mittelkräfte liefert eine Abweichung des analytischen Modells von  $\pm 15\%$  zum versuchstechnisch ermittelten Mittelwert, was unter Berücksichtigung der getroffenen Annahmen eine hohe Genauigkeit in der Vorhersage des sich einstellenden Kraftniveaus darstellt. Die analytisch bestimmbare Lastverteilung im Bereich vor dem Bolzen ist mit 65% für  $F_k$  und 17,5% für  $F_1$  (gesamt 35%) vergleichbar mit der experimentell ermittelten Lastverteilung von kreiszylindrischen GFK-Rohren mit ca. 55-70% zu 45-30% in [177], wobei genau wie für das hier gezeigte analytische Modell ca. 50% der Energie allein durch die Reibung ( $W_i$ ) zwischen den Laminatbündeln und der Lasteinleitung sowie dem Fragmentkeil absorbiert wird. Mit einem Anteil von ca. 0,1% ist die Energieabsorption aufgrund der zentral vor dem Bolzen verlaufenden Delamination ( $W_{iii}$ ) vernachlässigbar. Die restliche Energie wird mit ca. 40% ( $W_{ii}$ ) durch die Laminatbiegedeformation und mit ca. 10% ( $W_{iv}$ ) durch das intralaminare Versagen der Faserbündel in der seitlichen Anbindung an das umgebende Laminat absorbiert.

Die in Tabelle 5.7 enthaltenen Werte für den dynamischen Lastfall (3 m/s) stellen aufgrund der bereits beschriebenen fehlenden Auswertemöglichkeit der Fragmentkeilgeometrie Annahmen dar, mit denen eine gute Übereinstimmung zwischen Analy-

tik und Experiment erzielt werden konnte. Daraus ergibt sich, dass sich unter kurzzeitdynamischer Belastung bedingt durch ein deutlich spröderes Versagen der Laminatbündel ein kleinerer Fragmentkeil im Bereich vor dem Bolzen einstellt [24].

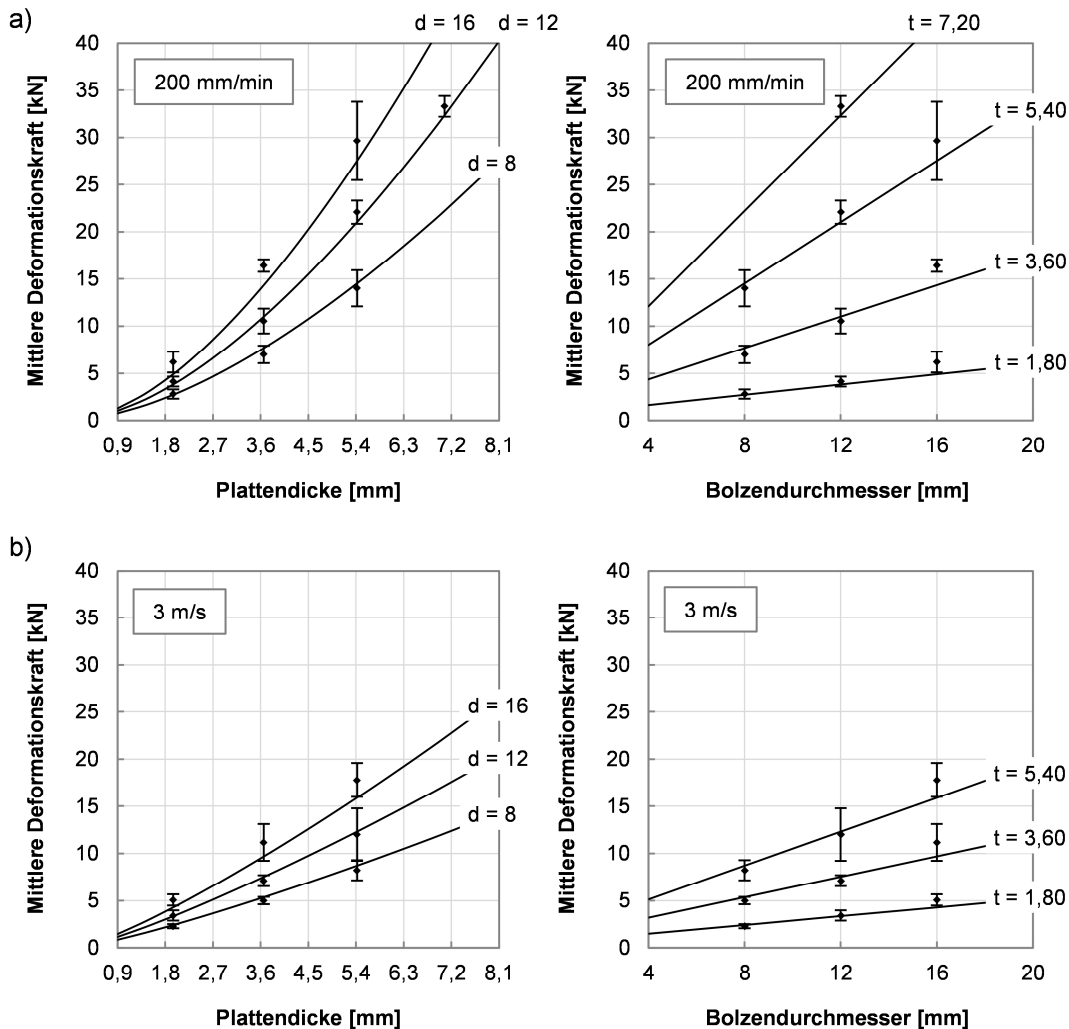


Abbildung 5.24: Vergleich der analytisch (Linien) und experimentell ermittelten mittleren Deformationskraft (Datenpunkte  $\pm 3$  Standardabweichung) unter a) quasi-statischer und b) kurzzeitdynamischer Belastung für HTA / RTM 6 (quasi-isotrop,  $d$  und  $t$  in mm)

### 5.3.3 Bewertung der Ergebnisse

Aufgrund der starken Abhängigkeit des analytischen Modells von der Geometrie des Fragmentkeils eignet sich dieses für eine Vorauslegung nur bedingt, da anhand des hier untersuchten Materials keine allgemeingültige Aussage über die geometrischen Zusammenhänge in der Schädigungszone vor dem Bolzen getroffen werden können. Diese können sich nicht nur in Abhängigkeit der Materialeigenschaften, sondern wie hier gezeigt auch in Abhängigkeit der Belastungsgeschwindigkeit verändern. Über

experimentell ermittelte Stützstellen kann das Modell jedoch für eine Extrapolation auf andere Plattendicken bzw. Bolzendurchmesser angewandt werden. Obwohl die komplexen Versagensmechanismen (Transversalschubversagen, Laminatbiegeversagen, interlaminare Rissbildung, etc.) in der Schädigungszone auf eine maximale Biegefestigkeit der idealisierten Laminatbündel reduziert werden, ermöglicht das Modell bei Kenntnis der geometrischen Ausprägung der Schädigungszone den experimentell ermittelten nichtlinearen bzw. linearen Trend der mittleren Deformationskraft über der Plattendicke bzw. dem Bolzendurchmesser abzubilden.

#### 5.4 Numerische Untersuchung

Gerade in der frühen Phase der Vorauslegung von Strukturen, in der häufig bestimmte Struktureigenschaften, wie z. B. die Geometrie, das Material oder für FKV der Lagenaufbau noch nicht im Detail spezifiziert sind, stellen neben analytischen Modellen auch numerische Berechnungsmodelle ein effizientes Werkzeug dar, um den hohen Kosten- und Zeitaufwand von experimentellen Studien zu reduzieren. Die numerische Berechnung der Energieabsorption von FKV unter progressivem Druck- bzw. Lochleitungsversagen erfordert jedoch aufgrund des komplexen Versagensverhaltens dieser Werkstoffklasse ein detailliertes Verständnis der realen Mechanismen und Vorgänge in der Schädigungszone. Hierfür spielen nicht nur die in Abbildung 5.1 bereits beschriebenen Versagensmoden unter Transversalschub- (Modus 1) und Laminatbiegeversagen (Modus 2), sondern vor allem die initiierenden Mechanismen, wie Rissbildung und -wachstum in Form von Delaminationen sowie Fragmentierung, d. h. die vollständige Materialdegradierung ausgelöst durch Faserschubknicken auf Mikroebene, eine entscheidende Rolle [190]. Daneben wird ein Großteil der Energie durch Reibung sowohl zwischen den Laminatbündeln untereinander als auch zwischen diesen und der lasteinleitenden Struktur, wie dem hier verwendeten Bolzen, absorbiert.

Eine detaillierte Abbildung dieser Schädigungsmechanismen kann unter Verwendung eines Simulationsmodells auf Einzelfaser- bzw. Rovingebene (Mikroebene) erfolgen [191]. Für eine industrielle Anwendung im Bereich der Vorlauslegung sind solche Modellansätze bedingt durch den vergleichsweise hohen Modellierungsaufwand und die hohe Komplexität eher ungeeignet. Auch die hohe Anzahl an Elementen wirkt sich in Verbindung mit einer kleinen Elementkantenlänge aufgrund des Stabilitätskriteriums nach Courant-Friedrichs-Lewy (CFL) [192] für eine explizite Zeitintegration, die typischerweise für stark nichtlineare und hochdynamische Problemstellungen wie die hier

untersuchte Energieabsorption von FKV unter Crashbelastung zum Einsatz kommt, negativ auf die Rechenzeit aus. Aus Gründen der Recheneffizienz wird daher oftmals auf phänomenologische Ansätze, basierend auf einer mittleren Versagensspannung (CZone in Abaqus/Explicit, [193]) oder auf einer Reduktion der Materialfestigkeiten in der Umgebung von versagten Elementen (Crashfront Algorithmus in LS-DYNA, [194]) für die Abbildung eines progressiven Versagensverhalten von FKV zurückgegriffen. Daneben kommen in weiteren Studien auch Modellansätze auf Meso- bzw. Makroebene in Kombination mit gewöhnlichen Materialmodellen zum Einsatz. Entsprechende Ansätze wurden in [23], [63], [195]-[198] für die Simulation des Crushingverhaltens dünnwandiger, axialer Crashstrukturen untersucht. Numerische Untersuchungen zum Bolzendurchzug-Konzept in [21], [143]-[145], [199], [200] verwenden ebenfalls vereinfachte Modellierungsansätze, bei denen die Einzellagen des Laminats entweder in einer einzigen Schalenlage (Layered Shell) oder in mehreren geschichteten Schalenlagen (Stacked Shell) vereint werden. Durch das Aufteilen des Laminats in sogenannte Sublamine bietet letzterer Ansatz jedoch die Möglichkeit, über ein Kohäsivzonenmodell (CZM) neben dem intralaminaren Versagen unter Zug-, Druck- oder Schubbelastung auch ein interlaminares Versagen von FKV in Form von Delamination abzubilden. Generell ist es mit diesen vereinfachten Ansätzen jedoch nicht möglich den Keil aus fragmentiertem Material in der Schädigungszone, der für das Versagensverhalten vor allem unter Laminatbiegeversagen einen hohen Stellenwert einnimmt, abzubilden. Durch das sukzessive Versagen einzelner mit dem Krafteinleitungselement in Kontakt stehender Elementreihen zeigt das numerisch berechnete Kraft-Verschiebungs-Verhalten in Abhängigkeit der Modellierung und Diskretisierung ein mehr oder weniger stark ausgeprägtes Schwingungsverhalten, wobei die Kraft bei vollständiger Entlastung durch eine versagte Elementreihe auf 0 abfällt [63], [145], [196]. Eine mögliche Abhilfe stellt die Implementierung eines vordefinierten Fragmentkeils zwischen Laminat und Lasteinleitung dar, der die Energieabsorptionsmechanismen in Form von Laminatbiegeversagen, interlaminarem Risswachstum sowie Reibung in der Schädigungszone ermöglicht [195], [196], [198], [201]-[203].

Vor dem Hintergrund der industriellen Anwendbarkeit von numerischen Methoden im Bereich der Vorauslegung von Strukturen soll in dieser Studie am Beispiel der kommerziellen FE-Software Abaqus/Explicit die generelle Eignung vereinfachter Modellierungsansätze in Verbindung mit regulär verfügbaren Materialmodellen für FKV in Bezug auf eine Vorhersagbarkeit der Absorbercharakteristik bzw. mittleren Deformationskraft des hier betrachteten Bolzendurchzug-Konzepts untersucht werden.

### 5.4.1 Modellbeschreibung

Ausgehend von einem einfachen Ansatz (Modell 1), in dem das Laminat mittels einzelner Sublaminat bestehend aus konventionellen, 4-knotigen Schalenelementen mit reduzierter Integration vom Typ S4R über eine unlösbare Verbindung (Tie Constraint) in Dickenrichtung miteinander verbunden sind, soll der Einfluss von Modellerweiterungen gemäß Abbildung 5.25 auf das sich einstellende Kraft-Verschiebungsverhalten unter progressivem Lochleibungsversagen untersucht werden.

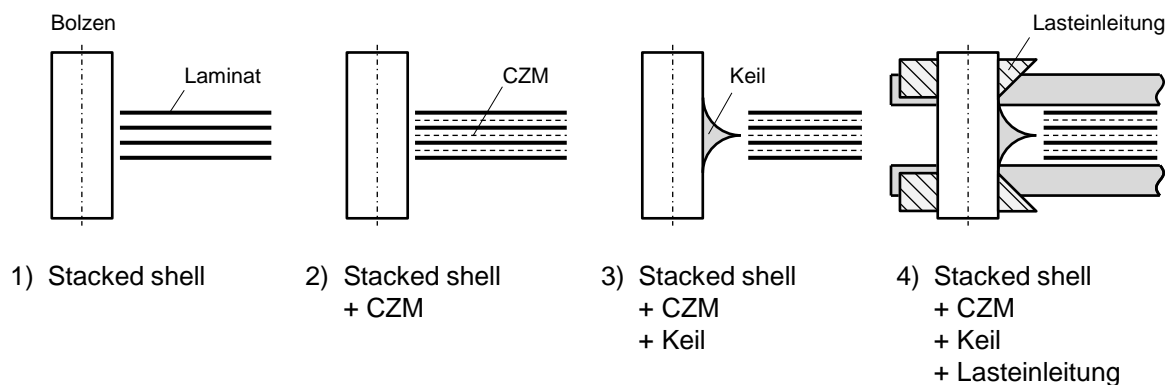


Abbildung 5.25: Untersuchte Modellansätze für progressives Lochleibungsversagen

Die Elementkantenlänge des Laminats beträgt einheitlich 1 mm und stellt einen Kompromiss zwischen einem hohen Detaillierungsgrad und der bereits angesprochenen, benötigten Rechenzeit dar. Um ein gleichmäßiges Versagen einzelner Elementreihen über der Laminatdicke und die damit verbundene Schwingung der Reaktionskraft am Bolzen zu reduzieren, weisen die einzelnen Sublaminat in Richtung der Bolzenverschiebung eine zueinander versetzte Vernetzung auf [145], [200]. Der lasteinleitende Bolzen ist als Starrkörper (Elementtyp R3D4) modelliert. Für die kohäsiven Zwischenschichten der ersten Modellerweiterung (Modell 2) kommt der Cohesive Contact in Abaqus/Explicit zum Einsatz. Im Vergleich zu Cohesive Elements (Elementtyp COH3D8) zeichnet sich dieser durch einen deutlich geringeren Modellierungsaufwand sowie eine höhere Recheneffizienz aus, erfordert jedoch auch eine ausreichend feine Vernetzung der umgebenden Sublaminat. Während der Fragmentkeil in Modell 3 und 4 aus Volumenelementen vom Typ C3D8R aufgebaut ist, besteht die Lasteinleitung des vierten Modellansatzes ebenfalls aus Starrkörperelementen. Das Referenzmodell besteht aus zwei Sublaminaten mit jeweils vier Einzellagen ( $m = 4$ ) aus HTA / RTM 6 und entspricht der Referenzkonfiguration mit 1,80 mm Dicke und quasi-isotropem Lagenaufbau der experimentellen Untersuchung aus Abschnitt 5.2.2.

Die Modellierung der intralaminaren Eigenschaften von FKV mit zweidimensionaler, orthotroper Gewebeverstärkung kann über das in Abaqus/Explicit implementierte Benutzermaterial „VUMAT for Fabric Reinforced Composites“ (ABQ\_PLY\_FABRIC) [204] erfolgen. Obwohl dieses aufgrund der Beschreibung mittels ebenem Spannungszustand (ESZ) sämtliche Spannungskomponenten in Dickenrichtung vernachlässigt, stellt es einen effektiven Ansatz für den hier betrachteten Anwendungsfall der Crashbelastung von dünnwandigen Laminatstrukturen dar [205]. Das auf dem von Ladevèze [206] entwickelten, kontinuumsmechanischen Materialmodell basierende Benutzermaterial ermöglicht neben der linear elastischen Beschreibung der Materialeigenschaften entlang der beiden Faserhaupttrichtungen, eine Beschreibung des nichtlinearen Schubverhaltens von FKV, das sich besonders für gewebeverstärkte FKV durch ein vergleichsweise hohes plastisches Deformationsvermögen auszeichnet (Abschnitt 3.4). In Faserhaupttrichtung erfolgt nach Erreichen der Materialfestigkeit am Ende des linear elastischen Bereichs (Schadensinitiierung) eine Materialschädigung durch die Degradierung der Materialsteifigkeit und der maximal übertragbaren Spannung (Schadensfortschritt), wobei vollständig degradierte Elemente aus dem Modell genommen werden können.

Die Beschreibung des CZM zur Implementierung einer interlaminaren Grenzschicht zwischen einzelnen Sublaminaten erfolgt energiebasiert über die kritischen Energiefreisetzungsraten unter Mode I (Normalzugbelastung) und Mode II Belastung (Schubbelastung) [207], wobei das interlaminare Verhalten einer bilinearen Traction-Separation-Beziehung folgt. Eine Interaktion zwischen Normal- (Mode I) und Schubbelastung (Mode II und III) kann unter der Annahme, dass für FKV nicht explizit zwischen Mode II und III Belastung unterschieden wird, über das Mixed-Mode-Bruchkriterium nach Benzeggagh-Kenane (BK) [208] erfolgen.

#### **5.4.2 Materialcharakterisierung und Parameterbestimmung**

Um den Einfluss angenommener Materialparameter gering zu halten, wurde im Rahmen dieser Arbeit eine umfassende experimentelle Charakterisierung der intra- und interlaminaren Materialeigenschaften des Referenzmaterials aus HTA-Kohlenstofffasergewebe (FAW = 200 g/m<sup>2</sup>, Leinwandbindung nach [209]) mit Epoxidharz RTM 6 mit einer Einzellagendicke von 0,225 mm, einer Dichte von 1,46 g/cm<sup>3</sup> und einem Faservolumengehalt von 51% durchgeführt. Tabelle 5.8 fasst die Eigenschaften des verwendeten Faser- und Matrixmaterials zusammen.



Tabelle 5.8: Materialdaten Tenax<sup>®</sup>-E HTA40 und HexFlow<sup>®</sup> RTM 6

Kennwert	Einheit	Tenax <sup>®</sup> -E HTA40	HexFlow <sup>®</sup> RTM 6
		[210]	[105]
		Faser	Matrix
Filamentdurchmesser $d_f$	[ $\mu\text{m}$ ]	7	-
Dichte $\rho$	[ $\text{g}/\text{cm}^3$ ]	1,76	1,14
Zugfestigkeit $\sigma_{max}$	[MPa]	3950	75
Zugmodul $E$	[GPa]	238	2,89
Bruchdehnung $\varepsilon_b$	[%]	1,7	3,4

#### 5.4.2.1 Intralaminare Materialeigenschaften

Die intralaminaren Zugeigenschaften entlang der beiden Faserhaupttrichtungen wurden nach DIN 527-4 [211] ermittelt, wobei für den Lastrateneinfluss zusätzliche Zugversuche unter dynamischer Belastung mit 3 und 12 m/s durchgeführt wurden. Die Bestimmung der Druckeigenschaften erfolgte nach AITM1-0008 A1 [212] anhand von Probekörpern mit quasi-isotropem Lagenaufbau. Im Anschluss wurden die Druckeigenschaften der Einzelschicht unter Verwendung der CLT sowie der Annahme des Maximalspannungskriteriums (Reservefaktor  $RF = 1,0$ ) aus den globalen Kennwerten analytisch ermittelt, wobei sich ein Verhältnis zwischen Druck und Zugkennwerten für die Steifigkeiten von 0,81 und die Festigkeiten von 0,75 ergibt. Dieses stimmt mit den in [213], [214] ermittelten Verhältnissen zwischen den Druck- und Zugkennwerten von Gewebelaminaten überein. Die Abbildung der nichtlinearen Verfestigung von Gewebelaminaten unter intralaminarer Schubbelastung erfordert eine zyklische Durchführung und Auswertung der Schubversuche nach DIN EN 6031 [104], wie in [204], [215] beschrieben. Zusätzlich zur zyklischen Versuchsdurchführung wurde auch hier der Lastrateneinfluss über eine entsprechende Belastung mit 3 und 12 m/s bestimmt. Eine detaillierte Übersicht über die Versuchsergebnisse der intralaminaren Materialcharakterisierung ist dem Anhang A7 zu entnehmen. Da das Benutzermaterial „VUMAT for Fabric Reinforced Composites“ keine dehnratenabhängige Beschreibung der Materialeigenschaften ermöglicht, wurde jeweils ein Parametersatz für eine quasi-statische und eine dynamische Belastung mit 3 m/s aus den Versuchsdaten abgeleitet. Tabelle 5.9 liefert neben den gewählten Materialkennwerten eine Übersicht über die erforderlichen Parameter zur vollständigen Beschreibung des Gewebematerialmodells.

Tabelle 5.9: Intralaminare Material- und Modellparameter des Benutzermaterials „VUMAT for Fabric Reinforced Composites“ für HTA / RTM 6

	Pos.	Param.	Einheit	Wert q-s	Wert dyn.	Beschreibung
<b>Elastische Eigenschaften</b>	1	$E_{1+}$	[GPa]	64,6	64,6 <sup>1</sup>	E-Modul, Zugbelastung (1-Richtung)
	2	$E_{2+}$	[GPa]	64,4	64,4 <sup>1</sup>	E-Modul, Zugbelastung (2-Richtung)
	3	$\nu_{12+}$	[-]	0,043	0,043 <sup>1</sup>	Querkontraktionszahl, Zugbelastung
	4	$G_{12}$	[GPa]	3,75	4,78	Schubmodul
	5	$E_{1-}$	[GPa]	52,3	52,3 <sup>1</sup>	E-Modul, Druckbelastung (1-Richtung)
	6	$E_{2-}$	[GPa]	52,1	52,1 <sup>1</sup>	E-Modul, Druckbelastung (2-Richtung)
	7	$\nu_{12-}$	[-]	0,043 <sup>1</sup>	0,043 <sup>1</sup>	Querkontraktionszahl, Druckbelastung
	8	-	-	-	-	Nicht verwendet
<b>Schadensbeginn</b>	9	$X_{1+}$	[MPa]	852	628	Zugfestigkeit (1-Richtung)
	10	$X_{1-}$	[MPa]	639	471	Druckfestigkeit (1-Richtung)
	11	$X_{2+}$	[MPa]	860	633	Zugfestigkeit (2-Richtung)
	12	$X_{2-}$	[MPa]	645	475	Druckfestigkeit (2-Richtung)
	13	$S$	[MPa]	15,1	25,6	Schubspg. zu Beginn der plast. Deform.
	14-16	-	-	-	-	Nicht verwendet
<b>Schadensfortschritt</b>	17	$G_C^{1+}$	[J/mm <sup>2</sup> ]	0,066	0,048	Intralaminare Bruchenergie, Zugbelast. (1-R.)
	18	$G_C^{1-}$	[J/mm <sup>2</sup> ]	0,066	0,048	Intralaminare Bruchenergie, Druckbelast. (1-R.)
	19	$G_C^{2+}$	[J/mm <sup>2</sup> ]	0,066	0,048	Intralaminare Bruchenergie, Zugbelast. (2-R.)
	20	$G_C^{2-}$	[J/mm <sup>2</sup> ]	0,066	0,048	Intralaminare Bruchenergie, Druckbelast. (2-R.)
	21	$\alpha_{12}$	[-]	0,189	0,215	Parameter in der Schädigungsfunktion
	22	$d_{12}^{max}$	[-]	0,569	0,569	Max. Schadensparameter (12-Richtung)
	23-24	-	-	-	-	Nicht verwendet
<b>Schubplastizität</b>	25	$\tilde{\sigma}_{y0}$	[MPa]	56,2	70,2	Initiale Streckgrenze der eff. Schubspg.
	26	$C$	[-]	1,319	1,638	Koeffizient in der Verfestigungsfunktion
	27	$p$	[-]	0,686	0,686	Exponent in der Verfestigungsfunktion
	28-32	-	-	-	-	Nicht verwendet
	<b>Elementlöschung</b>	33	$lDelFlag$	[-]	2	2
34		$d_{max}$	[-]	0,95	0,95	Max. Schadensparameter für Elementlösch.
35		$\hat{\epsilon}_{max}^{pl}$	[-]	0,088	0,081	Max. äquivalente plast. Dehnung
36		$\hat{\epsilon}_{max}$	[-]	0,4 <sup>1</sup>	0,4 <sup>1</sup>	Max. (pos.) logarithm. Hauptdehnung
37		$\hat{\epsilon}_{min}$	[-]	-0,4 <sup>1</sup>	-0,4 <sup>1</sup>	Min. (neg.) logarithm. Hauptdehnung
38-40		-	-	-	-	Nicht verwendet

<sup>1)</sup> Annahmen

In Anlehnung an ASTM E 399 [216] liefert Pinho et al. [187] eine Prüfmethode zur Bestimmung der kritischen intralaminaren Energiefreisetzungsrates  $G_C$  unter Faserzug- und Faserdruckversagen (Pos. 17-20, Tabelle 5.9). Die damit ermittelbaren intralaminaren Bruchenergien  $G_C$  können jedoch aufgrund des unterschiedlichen Flächenbezugs zwischen den experimentellen Kennwerten (Bezug auf Rissfläche senkrecht zur Belastung) und den Kennwerten des Materialmodells (Bezug auf Fläche bzw. charakteristische Länge des Schalenelements in der Ebene) nicht übernommen werden. Die hier gewählte intralaminare Bruchenergie wurde unter Verwendung des in [187] vorgeschlagenen Zusammenhangs zwischen den kritischen Energiefreisetzungsrates der Faser, der Matrix und des Laminats aus den volumenspezifischen Energieabsorption  $E_v$  der Referenzkonfiguration ( $t = 1,80$  mm,  $d = 8$  mm) bestimmt. Für eine Normierung von  $E_v$  auf die Einzellagendicke von 0,225 mm ergibt sich für eine charakteristische Elementkantenlänge von 1 mm als gemittelter Wert für die intralaminare Bruchenergie für Faserzug- bzw. Faserdruckversagen ein Wert von 0,066 J/mm<sup>2</sup>. Aus dem Verhältnis zwischen quasi-statischer und kurzzeitdynamischer Zug- bzw. Druckfestigkeit von ca. 0,74 lässt sich eine dynamische Energiefreisetzungsrates zu 0,048 J/mm<sup>2</sup> ermitteln. Außerdem kann aufgrund des vernachlässigbaren Einflusses von Kett- und Schussrichtung für das hier betrachtete Gewebematerial die Annahme getroffen werden, dass sich die Energiefreisetzungsrates entlang der beiden Faserhaupttrichtungen nicht unterscheiden. Ändert sich jedoch die Elementkantenlänge, muss eine Anpassung der intralaminaren Bruchenergien vorgenommen werden. Nach Gleichung (5.28) ergibt sich unter der Annahme, dass pro Volumen an zerstörten Elementen die gleiche Energie aufgenommen werden soll, für eine charakteristische Elementkantenlänge von 2 mm ein Wert von 0,132 J/mm<sup>2</sup> (quasi-statisch) bzw. 0,096 J/mm<sup>2</sup> (dynamisch, 3 m/s).

$$G_{C,i} = \frac{L_{char,i}}{L_{char,ref}} \cdot G_{C,ref} \quad (5.28)$$

#### 5.4.2.2 Interlaminare Materialeigenschaften

Zur Beschreibung des interlaminaren Verhaltens wurden die kritischen Energiefreisetzungsrates  $G_C$  unter Mode I und Mode II Belastung mittels DCB- und ENF-Versuchen nach DIN EN 6033 [188] und DIN EN 6034 [217] bestimmt. Der Parameter  $\eta$  des BK-Kriteriums zur Beschreibung einer überlagerten Mode I und Mode II Belastung lässt sich nach ASTM D 6671 [218] versuchstechnisch ermitteln. Da im Rahmen dieser Ar-

beit eine entsprechende Versuchsreihe unter Mixed-Mode Bending (MMB) Belastung nicht durchgeführt wurde, erfolgte die Wahl des Parameters  $\eta$  aus Literaturdaten zu 2,284 [205]. Anhand der interlaminaren Bruchenergien lassen sich die Steifigkeit und die Festigkeit der bilinearen Traction-Separation-Beziehung des CZM nach [219], [220] als sogenannte Penalty-Parameter bestimmen. Tabelle 5.10 liefert eine Übersicht über die Modellparameter der interlaminaren Grenzschicht. Aufgrund fehlender dynamischer Versuchsdaten wurde nur ein Parametersatz für das interlaminare Materialverhalten abgeleitet. Die entsprechenden Versuchsergebnisse können dem Anhang A7 entnommen werden. Sowohl die intra- als auch die interlaminaren Materialeigenschaften wurden in eigenen Coupon-Simulationen validiert.

Tabelle 5.10: Interlaminare Material- und Modellparameter für HTA / RTM 6

Parameter	Einheit	Wert	Beschreibung
$G_{IC}$	[J/m <sup>2</sup> ]	452	Kritische Energiefreisetzungsrate (Mode I Belastung)
$G_{IIC}$	[J/m <sup>2</sup> ]	1866	Kritische Energiefreisetzungsrate (Mode II Belastung)
$K_n$	[GPa]	4,52	Elastische Steifigkeit (Mode I Belastung) nach [219]
$K_{s,t}$	[GPa]	2,07	Elastische Steifigkeit (Mode II Belastung) nach [219]
$t_n$	[MPa]	45,2	Grenzflächenspg. für Schadensinit. (Mode I Belast.) nach [219]
$t_{s,t}$	[MPa]	62,2	Grenzflächenspg. für Schadensinit. (Mode II Belast.) nach [219]
$\eta$	[-]	2,284	Exponent des BK-Kriteriums für Mixed-Mode Belastung aus [205]

#### 5.4.2.3 Sonstige Modellparameter

Die Geometrie des Fragmentkeils für Modellansatz 3 und 4 wurde entsprechend der geometrischen Zusammenhänge der in Abschnitt 5.3.2 ausgewerteten Schlibbilder der Schädigungszone gewählt. Dabei wurde kein ideales Dreieck wie in [195], [196], [201], [203] modelliert, sondern in Abhängigkeit von Plattendicke und Bolzendurchmesser die Geometrie des gleichschenkligen Dreiecks nach Gleichung (5.26) und (5.27) bestimmt und entsprechend der realen Ausprägung des Fragmentkeils tangential stetig ausgerundet. Auch die Wahl der Gleitreibungskoeffizienten  $\mu$  zwischen den Laminatbündeln und dem Bolzen sowie den Laminatbündeln untereinander erfolgte anhand der Literaturangaben aus Abschnitt 5.3.2 zu 0,30 bzw. 0,65. Um eine effiziente Rechenzeit zu erzielen, wurde die Masse des gesamten Simulationsmodells um einen konstanten Faktor erhöht. Eine Auswertung der kinetischen Energie bestätigt jedoch einen vernachlässigbaren Einfluss dynamischer Effekte.

### 5.4.3 Simulationsergebnisse

Im vereinfachten Modellansatz (Modell 1) kommt es mit fortschreitender Bolzenverschiebung, vergleichbar zu den phänomenologischen Ansätzen zur Simulation des Crushingverhaltens von FKV, im Bereich vor dem Bolzen zu einem sukzessiven Versagen der in Kontakt mit dem Bolzen stehenden Elementreihen. Um den bereits beschriebenen Einfluss der Diskretisierung auf das Schwingungsverhalten der Kraft-Verschiebungs-Charakteristik zu reduzieren, weisen die Sublamine bestehend aus vier Einzellagen ( $m = 4$ ) eine in Längsrichtung versetzte Diskretisierung um eine halbe Elementkantenlänge (zwei Sublamine,  $t = 1,80$  mm) bzw. um ein Viertel der Elementkantenlänge (vier bzw. sechs Sublamine,  $t = 3,60$  bzw.  $5,40$  mm) auf. Abbildung 5.26 liefert in Abhängigkeit der Lastrate einen Vergleich der berechneten mittleren Deformationskraft und der experimentell bestimmten aus Abschnitt 5.2.

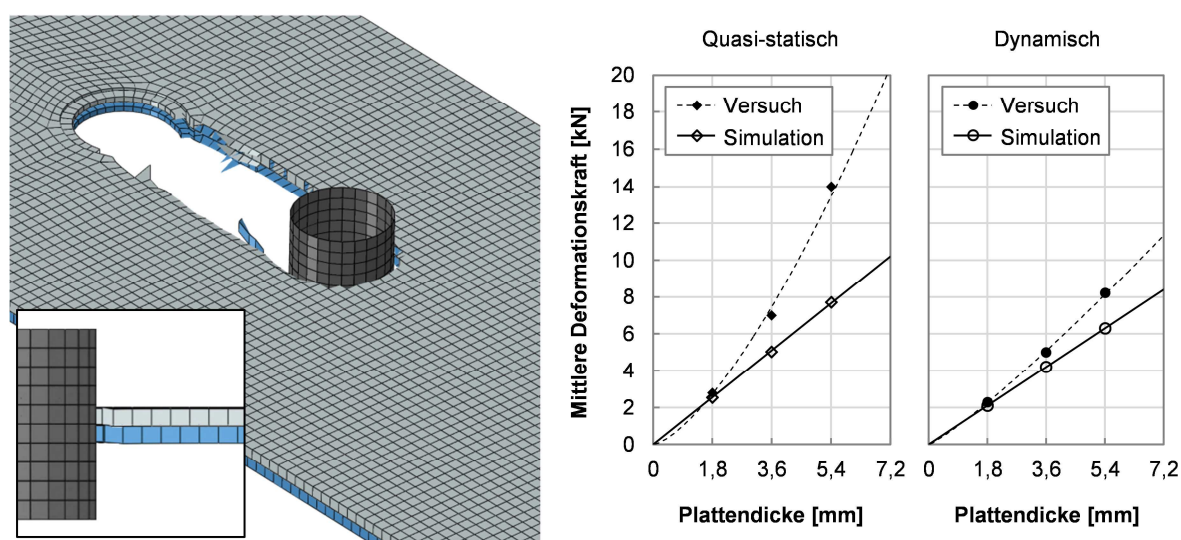


Abbildung 5.26: Simulation vs. Versuch für Modell 1 ( $d = 8$  mm,  $t = 1,80$  mm)

Da dieser einfache Modellansatz die realen Versagens- und Energieabsorptionsmechanismen wie Laminatbiegeversagen, Risswachstum und Reibung nicht abbildet, ist eine Vorhersage des Energieabsorptionsvermögens auf Basis der geometrischen und materiellen Zusammenhänge nicht möglich. Im Vergleich zur experimentellen Datenbasis zeigt sich ein linearer Anstieg der mittleren Deformationskraft mit zunehmender Plattendicke. Auch in Abhängigkeit des Bolzendurchmessers ergibt sich ein linearer Trend für die mittlere Deformationskraft [200]. Über eine Anpassung der intralaminaren Bruchenergie  $G_C$  anhand der versuchstechnisch ermittelten volumenspezifischen Energieabsorption  $E_v$  der jeweils betrachteten Versuchskonfiguration lässt sich das mittlere Kraftniveau entsprechend einstellen, was lediglich ein effizien-

tes Nachrechnen der Versuchsergebnisse, aber nicht die Vorhersage mit diesem Ansatz ermöglicht.

Durch eine Erweiterung des ersten Modellansatzes um ein CZM zwischen den einzelnen Sublaminaten kann zusätzlich zum intralaminaren Materialversagen auch ein Versagen durch interlaminares Risswachstum abgebildet werden. Dieser zweite Ansatz (Modell 2) wurde analog zum ersten Ansatz sowohl für das quasi-statische als auch für das dynamische Materialmodell untersucht und der Vergleich zwischen Simulation und Versuch ist in Abbildung 5.27 dargestellt. Darin stellt die dunkelgraue Schattierung im Bereich um den Bolzen das interlaminares Versagen zwischen den Sublaminaten dar, welches durch ein Elementversagen der angrenzenden Schalen-elemente verursacht wird (Visualisierungsparameter CSDMG). Im Vergleich zum ersten Modellansatz liegt die berechnete Deformationskraft aufgrund des interlaminaren Versagens um ca. 5-10% höher, der Verlauf folgt jedoch weiterhin einem linearen Trend mit zunehmender Plattendicke bzw. zunehmendem Bolzendurchmesser.

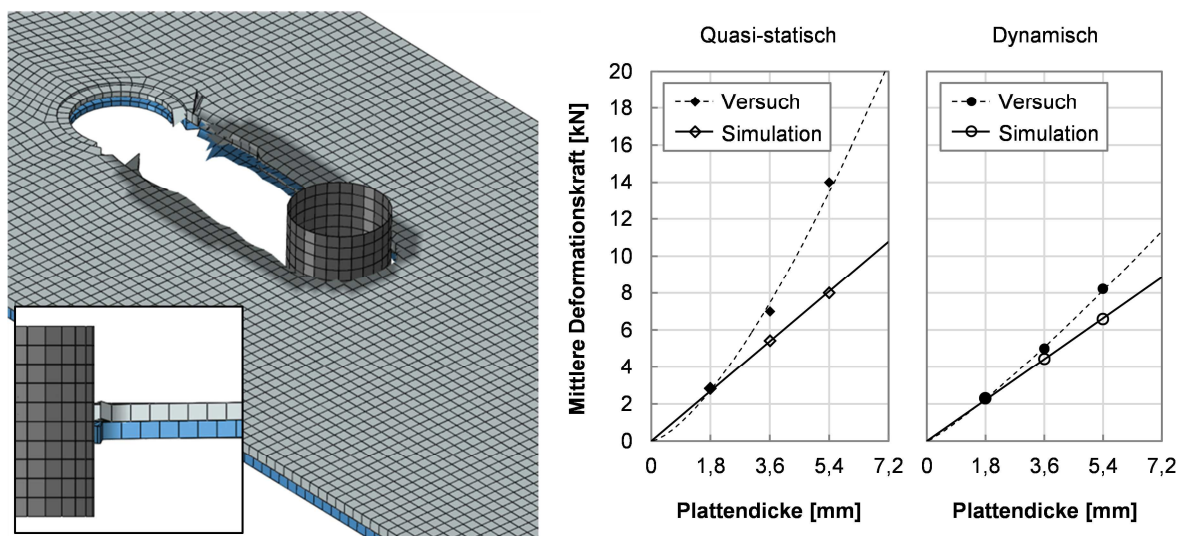


Abbildung 5.27: Simulation vs. Versuch für Modell 2 ( $d = 8 \text{ mm}$ ,  $t = 1,80 \text{ mm}$ )

Erst die Modellierung eines Fragmentkeils (Modell 3) ermöglicht in Kombination mit einem CZM zwischen den einzelnen Sublaminaten ein Laminatbiegeversagen im Bereich vor dem Bolzen. Dabei wird das interlaminares Versagen sowohl durch eine Mode I Belastung als auch durch eine Mode II Belastung in Form von interlaminarem Schub bedingt durch die Biegebelastung initiiert. Im Gegensatz zu den ersten beiden Modellansätzen stellt sich damit im Bereich vor dem Bolzen eine vergleichsweise realistische Deformation der FKV-Platte mit Fragmenten und Laminatbündeln ein (Abbildung 5.28 links), wobei die Anzahl der Einzellagen pro Sublaminat von  $m = 4$

auf  $m = 2$  reduziert wurde. Ein Vergleich zwischen einer Modellierung mit zwei bzw. vier Einzellagen je Sublaminat ist in Abbildung 5.28 und Abbildung 5.29 dargestellt. Aufgrund des unrealistisch frühen interlaminaren Versagens zeigt die Modellierung mit vielen Sublaminaten ( $m = 2$ ) eine deutlich geringere mittlere Deformationskraft mit linearem Trend über der Plattendicke im Vergleich zum Ansatz mit wenigen Sublaminaten ( $m = 4$ ), die mit zunehmender Plattendicke in einer leicht nichtlinearen Zunahme der mittleren Deformationskraft resultiert. Hier führt der durch Biegung verursachte interlaminare Schub nicht zur Schichttrennung, wodurch die einzelnen Sublaminata eine deutlich höhere Biegesteifigkeit und folglich höhere Versagenslast aufweisen. Es stellt sich jedoch ein unrealistisches Deformationsverhalten ein, bei dem es zu einer deutlichen Überschätzung des zentralen Risses in der Symmetrieebene kommt und die Elemente nicht aus der Schädigungszone abfließen, sondern bis zur Elementlöschung gestaucht werden. Hier zeigt besonders die Simulation mit dynamischen Materialparametern und reduzierter Anzahl an Sublaminaten ( $m = 4$ ) eine gute Übereinstimmung zu den Versuchsdaten. Auch eine Erhöhung der interlaminaren Materialparameter in Form einer Erhöhung der kritischen Energiefreisetzungsrate  $G_{IC}$  sowie  $G_{IIC}$  und die damit verbundene Anpassung der Penalty-Parameter hatte keine Verbesserung für das unrealistisch frühe interlaminare Versagen des Modellansatzes mit  $m = 2$  zur Folge.

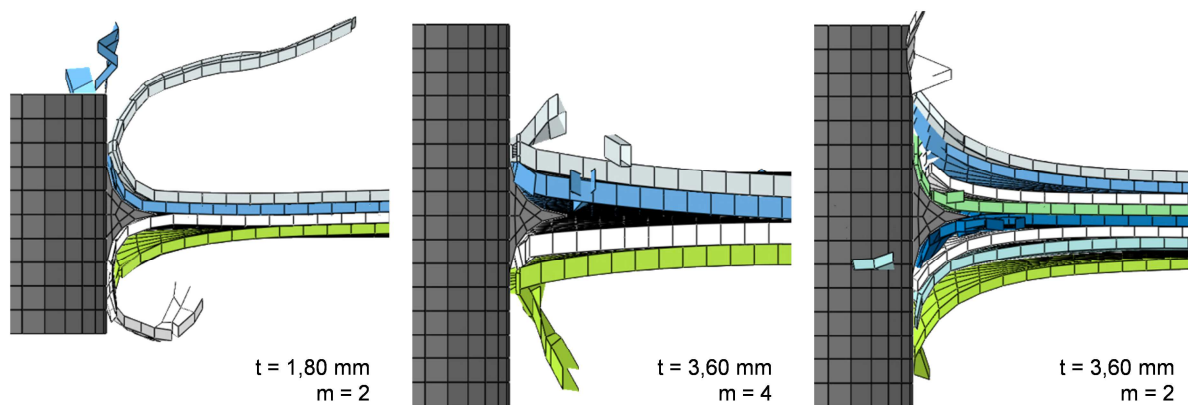


Abbildung 5.28: Laminatbiegedeformation im Bereich vor dem Bolzen in Abhängigkeit der Einzellagenanzahl  $m$  pro Sublaminat ( $d = 8 \text{ mm}$ )

Eine Auswertung der intralaminaren Schädigungsvariablen (SDV1 bis SDV5) liefert eine Aussage zum Elementversagen im Bereich vor dem Bolzen, das bedingt durch die Biegebelastung ein primäres Versagen unter Druck ist. Daraus lässt sich folgern, dass eine höhere Druck bzw. Biegefestigkeit einen positiven Effekt auf die Deformati-

onskraft und somit das spezifische Energieabsorptionsvermögen hat. Außerdem bestätigt die Auswertung der Energieanteile, dass die Reibung mit einem Anteil von ca. 45% an der Gesamtenergie einen bedeutenden Beitrag zur Energieabsorption leistet.

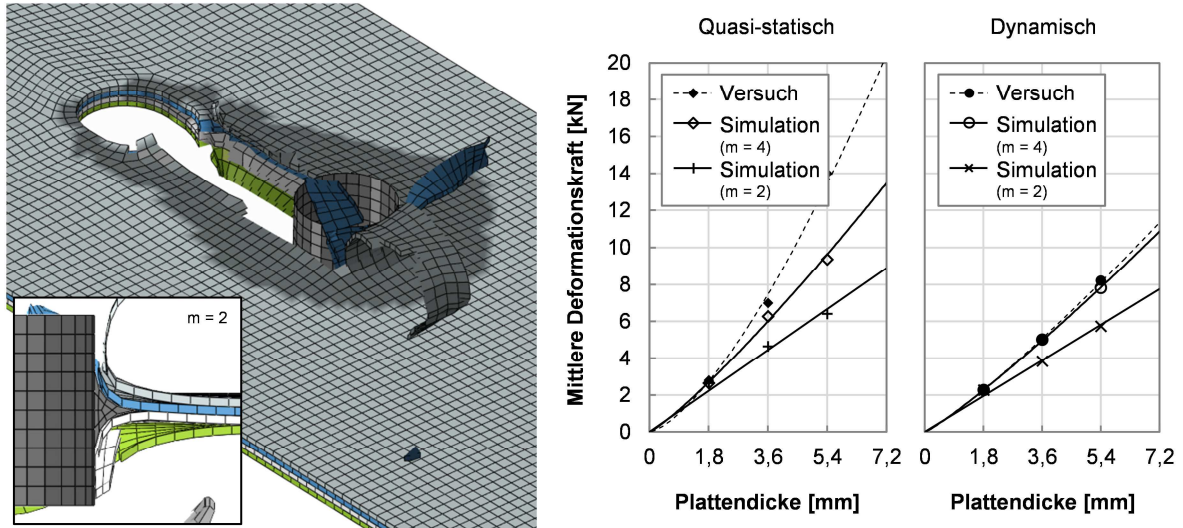


Abbildung 5.29: Simulation vs. Versuch für Modell 3 ( $d = 8 \text{ mm}$ ,  $t = 1,80 \text{ mm}$ )

Abbildung 5.30 zeigt einen Vergleich zwischen messtechnisch und numerisch ermittelter Kraft-Verschiebungs-Charakteristik am Beispiel der Referenzkonfiguration mit quasi-isotropem Lagenaufbau unter quasi-statischer und dynamischer Belastung.

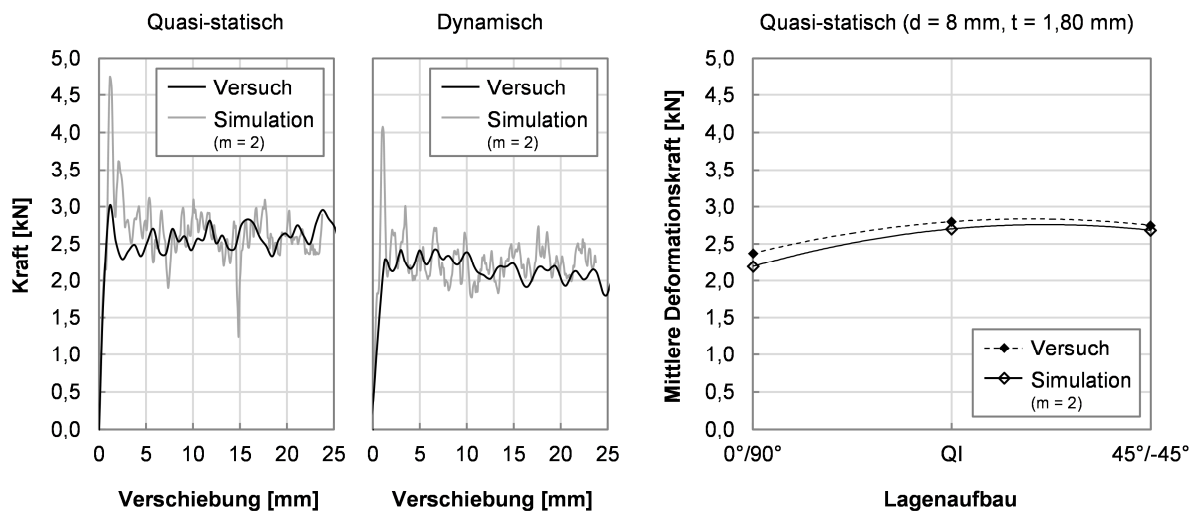


Abbildung 5.30: Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Diagramme und der mittleren Deformationskraft in Abhängigkeit der Lagenorientierung aus Versuch und Simulation ( $d = 8 \text{ mm}$ ,  $t = 1,80 \text{ mm}$ , Modell 3)

Da die Konfigurationen mit  $0^\circ/90^\circ$ - und  $\pm 45^\circ$ -Orientierung (Abschnitt 5.2.1) nicht mit der gleichen Vorrichtung wie die Referenzkonfiguration mit quasi-isotropem Lagen-



aufbau geprüft wurden (Abschnitt 5.2.2), erwies es sich als zweckmäßig, die mittlere Deformationskraft um den zusätzlichen Reibungseinfluss an der Lasteinleitung aufgrund des fehlenden Abtransports der Fragmente entsprechend zu reduzieren. Unabhängig davon zeigt sich, dass sich mit dem hier vorgestellten Modellansatz der Einfluss der Faserorientierung, der experimentell ein ca. 15,9% und numerisch ein ca. 22,5% höheres Lastniveau für die Faserorientierung von  $\pm 45^\circ$  im Vergleich zur  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung ergibt, abbilden lässt. Trotz der Anpassung der intralaminaren Bruchenergien  $G_c$  entsprechend der gewählten Netzgrößen zeigen nicht nur der erste Modellansatz basierend auf der einfachen Elementlöschung [200], sondern auch die Modellerweiterungen mit CZM und Fragmentkeil einen starken Einfluss der sich einstellenden mittleren Deformationskraft von der Elementkantenlänge.

In einer letzten Modellerweiterung (Modell 4) sollte der Einfluss der lasteinleitenden Struktur untersucht werden. Hierfür wurden die erforderlichen Bauteile in Form von Starrkörpern mit entsprechenden Gleitreibungskoeffizienten von 0,30 im Simulationsmodell implementiert. Der Fokus lag vor allem auf dem Abtransport der Laminatbündel und Fragmente, der nicht, wie in Abbildung 5.29 gezeigt, seitlich am Bolzen vorbei, sondern am Bolzen nach oben und vorne stattfindet. Hierdurch wird weitere Energie aufgrund von Reibung an der Lasteinleitung sowie der schiefen Ebene unterhalb des Bolzenkopfes absorbiert. Dies führte für den Ansatz mit zwei Einzellagen je Sublaminat ( $m = 2$ ) zu einer Erhöhung der mittleren Deformationskraft um ca. 10-15% im Vergleich zum Modellansatz 3 ohne entsprechende Lasteinleitung. Abbildung 5.31 zeigt einen Vergleich der mittleren Deformationskraft aus Simulation und Versuch.

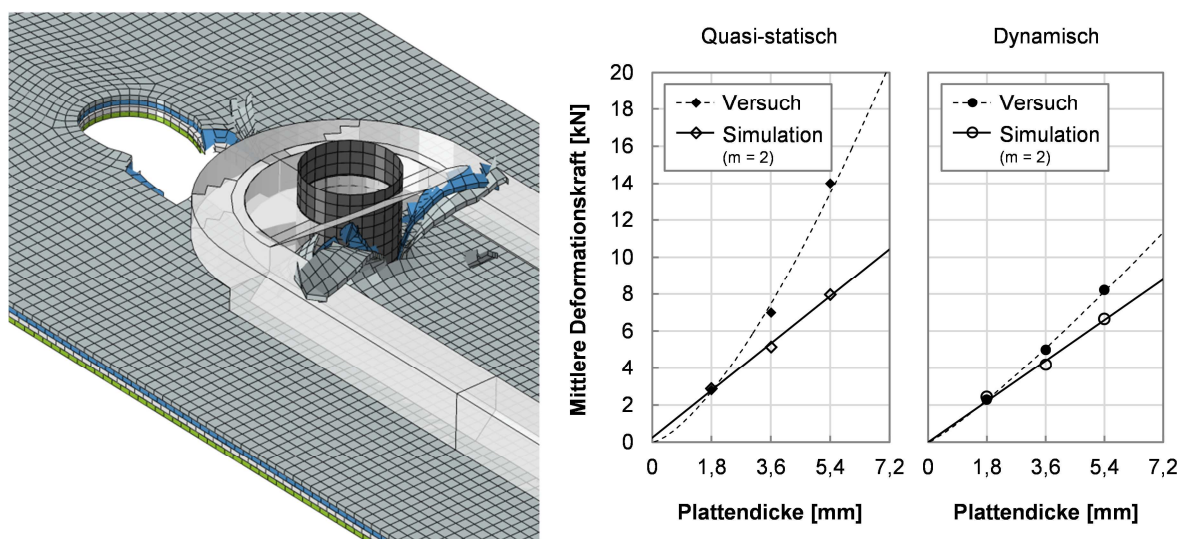


Abbildung 5.31: Simulation vs. Versuch für Modell 4 ( $d = 8$  mm,  $t = 1,80$  mm, aus Gründen der Übersichtlichkeit ohne Visualisierung von CSDMG)

#### 5.4.4 Bewertung der Ergebnisse

Eine Anpassung der intralaminaren Bruchenergien  $G_C$  auf Basis der versuchstechnisch ermittelten volumenspezifischen Energieabsorption  $E_v$  ermöglicht unter Verwendung der vereinfachten Modellansätze ohne Fragmentkeil (Modell 1, 2) ein Nachrechnen der Versuchsergebnisse unter progressivem Lochleibungsversagen [145], [199], [200]. Da hierfür die Kenntnis des sich einstellenden mittleren Lastniveaus erforderlich ist, eignet sich der vereinfachte Ansatz, bei dem vergleichbar zu den phänomenologischen Ansätzen die Energieaufnahme durch eine einfache, sukzessiv ablaufende Elementlöschung erfolgt und damit die realen Versagensmechanismen nicht abbildet, nicht für eine Vorhersage der sich einstellenden mittleren Deformationskraft des Bolzendurchzug-Konzepts.

Mit den erweiterten Modellansätzen mit Fragmentkeil und CZM (Modell 3, 4) lässt sich zwar in Abhängigkeit der Diskretisierung des Laminats in Dickenrichtung ( $m = 2$ ) ein realistisches Deformationsverhalten im Schädigungsbereich vor dem Bolzen erzielen, die versuchstechnisch ermittelten nichtlinearen Effekte können jedoch aufgrund des unrealistisch frühen interlaminaren Versagens und der damit verbundenen Reduktion der Biegesteifigkeit sowie der starken Vereinfachung der in der Schädigungszone auf Mikroebene stattfindenden Versagensmechanismen (interlaminare Rissbildung und -wachstum, Reibungseffekte) nicht bzw. nur bedingt abgebildet werden. Auch eine künstliche Verstärkung der interlaminaren Zwischenschicht durch eine Erhöhung der interlaminaren Energiefreisetzungsraten  $G_{IC}$  und  $G_{IIC}$  führte nicht zu dem gewünschten Effekt eines späteren Grenzschichtversagens und der damit verbundenen höheren Biegesteifigkeit der Laminatbündel. Trotzdem ermöglicht der vorgestellte Modellansatz den Einfluss der Lagenorientierung abzubilden und kann dem generellen Verständnis und der Analyse der in der Schädigungszone vor dem Bolzen ablaufenden Deformationsmechanismen wie Laminatbiegeversagen oder Abtransport der Fragmente dienen. Die starke Abhängigkeit sowohl von der Diskretisierung als auch von den gewählten Modellparametern, wie z. B. der intralaminaren Bruchenergie  $G_C$  und dem Verhalten der interlaminaren Grenzschicht, beschränkt die Eignung dieses Ansatzes vor dem Hintergrund der industriellen Anwendung als Entwicklungswerkzeug in der Vorauslegung.

## 6 Methodenanwendung auf Flugzeugrumpfstruktur

Abschließend wurden auf Basis der übergreifenden Nutzwertanalyse aus Abschnitt 4.3 die vorgestellten Auslegungsmethoden für zugbelastete Absorberelemente auf drei Konzepte angewendet. Die konzeptionellen Crashelemente erfüllen die in Tabelle 1.1 enthaltenen Anforderungen für den Einsatz im unteren Bereich einer Flugzeugrumpfstruktur aus CFK (Abbildung 6.1). Hierbei handelt es sich um einen metallischen Zug-Absorber aus 1.4378 H500 (TWIP Stahl, Rang 4), einen Nahtaufreiß-Absorber (Dyneema®-Gurt vernäht mit Dyneema®-Garn, Rang 6) und einen Bolzendurchzug-Absorber (CF/EP, Rang 1). Bedingt durch die Einbausituation im hier betrachteten unteren Rumpfbereich lässt sich Letzterer jedoch nicht in vorhandene Strukturbauteile der Rumpfstruktur integrieren, was sich aufgrund der konzeptbedingten Lastumleitung in einer vergleichsweise hohen Absorbermasse widerspiegelt. Die Gesamtmasse der drei Crashelemente beträgt 60,9 g (metallischer Zug-Absorber), 135,7 g (Nahtaufreiß-Absorber) und 166,6 g (Bolzendurchzug-Absorber), was bezogen auf die zu absorbierende Energie von ca. 2000 J pro Spant in einer spezifischen Energieabsorption von 32,8 kJ/kg, 14,7 kJ/kg und 12,0 kJ/kg auf Absorberebene resultiert. Dies bestätigt den eingangs erläuterten Gewichtsnachteil für Absorberkonzepte basierend auf einer lokalen Druckbelastung, welche konstruktiv in eine globale Zugbelastung umgeleitet werden muss. Zudem wirkt sich die fehlende Integration bzw. Ausnutzung vorhandener Strukturkomponenten negativ auf die spezifische Energieabsorption und damit auf das Leichtbaupotenzial aus, weshalb bei der Entwicklung von Energieabsorbern der Fokus stets auf integrierten Konzepten liegen sollte [221].

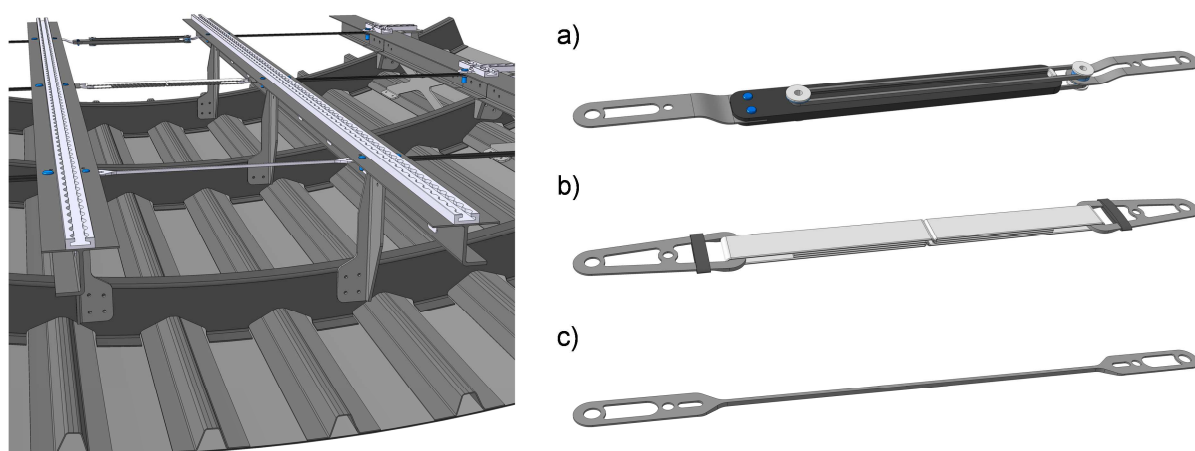


Abbildung 6.1: Einbau und Detailansicht zugbelasteter Crashelemente a) Bolzendurchzug-Absorber, b) Nahtaufreiß-Absorber und c) metallischer Zug-Absorber im unteren Bereich einer CFK-Flugzeugrumpfstruktur

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurden das Verhalten und die generelle Eignung ausgewählter Energieabsorptionskonzepte für den Lastfall der kurzzeitdynamischen Zugbelastung vor dem Hintergrund der Integration in eine Flugzeugrumpfstruktur aus CFK experimentell, analytisch und numerisch untersucht. Um die allgemeine Frage zu klären, welches Konzept bzw. welcher Energieabsorptionsmechanismus sich am besten für den betrachteten Anwendungsfall eignet, wurden charakteristische Kennwerte ausgewählter Konzepte bestimmt und im Anschluss in einer übergreifenden Nutzwertanalyse durch eine systematische Bewertung unter den Aspekten Leichtbau- und Integrationspotenzial, Robustheit sowie Funktionalität miteinander verglichen. Dabei zeigte sich, dass sich für den hier betrachteten Anwendungsfall der Energieabsorption unter globaler Zugbelastung die Konzepte basierend auf der plastischen Zugdeformation einfacher metallischer und polymerer Leichtbauwerkstoffe (hochduktiler Stahl mit  $E_s = 75$  kJ/kg, Garnschlaufen-Konzept mit  $E_s = 135$  kJ/kg), dem sukzessiven Aufreißen einer textilen Vernähung (Nahtaufreiß-Konzept mit  $E_s = 105$  kJ/kg) und dem progressiven Lochleibungsversagen von FKV (Bolzendurchzug-Konzept mit  $E_s = 155$  kJ/kg) besonders eignen. Neben dem grundsätzlichen Integrationspotenzial unterscheiden sich diese Konzepte jedoch in ihrer generellen Funktionsweise sowie der Einstellbarkeit bzw. Anpassung der je nach Anwendungsfall geforderten Absorbercharakteristik.

Aufgrund des hohen Integrationspotenzials, z. B. in eine Nietverbindung der zugrunde liegenden Flugzeugrumpfstruktur aus CFK, wurden für das Bolzendurchzug-Konzept die Einflussparameter Fasermaterial (CF, GF, AF, VF, DF, SF), Matrixmaterial (EP, PEEK, PA, PF), Faserorientierung ( $0^\circ/90^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$ ), Faserarchitektur sowie Plattendicke und Bolzendurchmesser sowohl unter quasi-statischer als auch unter kurzzeitdynamischer Belastung mit 3 m/s für gewebeverstärkte FKV untersucht, wobei der Fokus auf dem Referenzmaterial aus HTA-Kohlenstofffasergewebe mit Epoxidharz RTM 6 lag. Daneben wurde auch der Einfluss der Temperatur im betrachteten Temperaturbereich zwischen  $-20$  °C und  $60$  °C auf die Absorbercharakteristik sowie die generelle Eignung von Sandwichstrukturen als Absorbermaterial für eine mögliche Integration in den Fußboden der Cargostruktur ermittelt. Die Ergebnisse zeigen, dass spröde Fasermaterialien wie CF und GF in Kombination mit Epoxidharz in Abhängigkeit von Plattendicke und Bolzendurchmesser vergleichsweise hohe  $E_s$ -Werte auf Materialebene von 100-200 kJ/kg unter quasi-statischer Belastung erreichen, wohingegen Sandwichstrukturen  $E_s$ -Werte von ca. 50-80 kJ/kg erreichen.

Während der Temperatureinfluss im betrachteten Temperaturbereich einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Absorbercharakteristik zeigt, resultiert die kurzzeitdynamische Belastung in einer deutlichen Reduktion der spezifischen Energieabsorption um ca. 20-40%. Weiter zeigt sich zwischen der mittleren Deformationskraft und dem Bolzendurchmesser ein linearer Zusammenhang, wohingegen die mittlere Deformationskraft mit zunehmender Plattendicke einem nichtlinear zunehmenden Trend folgt, was unter anderem auf die potenzielle Zunahme der Biegesteifigkeit der in der Schädigungszone vor dem Bolzen entstehenden Laminatbündel mit zunehmender Plattendicke zurückzuführen ist. Dieser Zusammenhang konnte mit Hilfe eines analytischen Ansatzes basierend auf den vorherrschenden Energieabsorptionsmechanismen – Laminatbiegeversagen, intra- bzw. interlaminare Rissbildung und Reibung – zur Bestimmung der mittleren Deformationskraft unter progressivem Lochleibungsversagen unter Verwendung materieller sowie geometrischer Parameter mit einer Genauigkeit von  $\pm 15\%$  im Vergleich zum Versuch bestätigt werden. Aufgrund der starken Abhängigkeit von der sich einstellenden Geometrie der Schädigungszone (Fragmentkeil) ist dieser Ansatz unter dem Gesichtspunkt der Vorauslegung jedoch nur bedingt geeignet. Für eine bessere Validierung müssten sowohl die Reibungseigenschaften, die Biegefestigkeit als auch die Geometrie der Schädigungszone für weitere FKV unter progressivem Lochleibungsversagen untersucht werden.

Daneben wurde in einer numerischen Studie unter Verwendung der FE-Software Abaqus/Explicit die generelle Eignung numerischer Methoden vor dem Hintergrund der Vorhersagbarkeit der sich einstellenden mittleren Deformationskraft unter progressivem Lochleibungsversagen untersucht. Anhand von vereinfachten Modellansätzen basierend auf der sukzessiven Elementlöschung ist unter Anpassung der intralaminaren Bruchenergie ein Nachrechnen, aber nicht die Vorhersage der sich einstellenden Absorbercharakteristik möglich. Durch einen erweiterten Modellansatz (CZM, Fragmentkeil) konnte unter Verwendung eines intra- und interlaminaren Materialmodells für das Referenzmaterial zwar in Abhängigkeit der Diskretisierung eine gute Übereinstimmung des Deformationsverhaltens zwischen Versuch und Simulation erzielt werden, aufgrund des frühzeitigen, interlaminaren Versagens und der damit verbundenen Reduktion der Biegesteifigkeit ist eine Vorhersage der sich einstellenden Absorbercharakteristik jedoch nur bedingt möglich. Allerdings bietet dieser erweiterte Ansatz Potenzial für weiterführende Untersuchungen zur Abhängigkeit von Modellparametern, um damit die numerische Methode zur Berechnung des progressiven Lochleibungsversagens bzw. Crushings von FKV weiterzuentwickeln.

## Anhang

## A1: Metallische Werkstoffe unter Zugbelastung

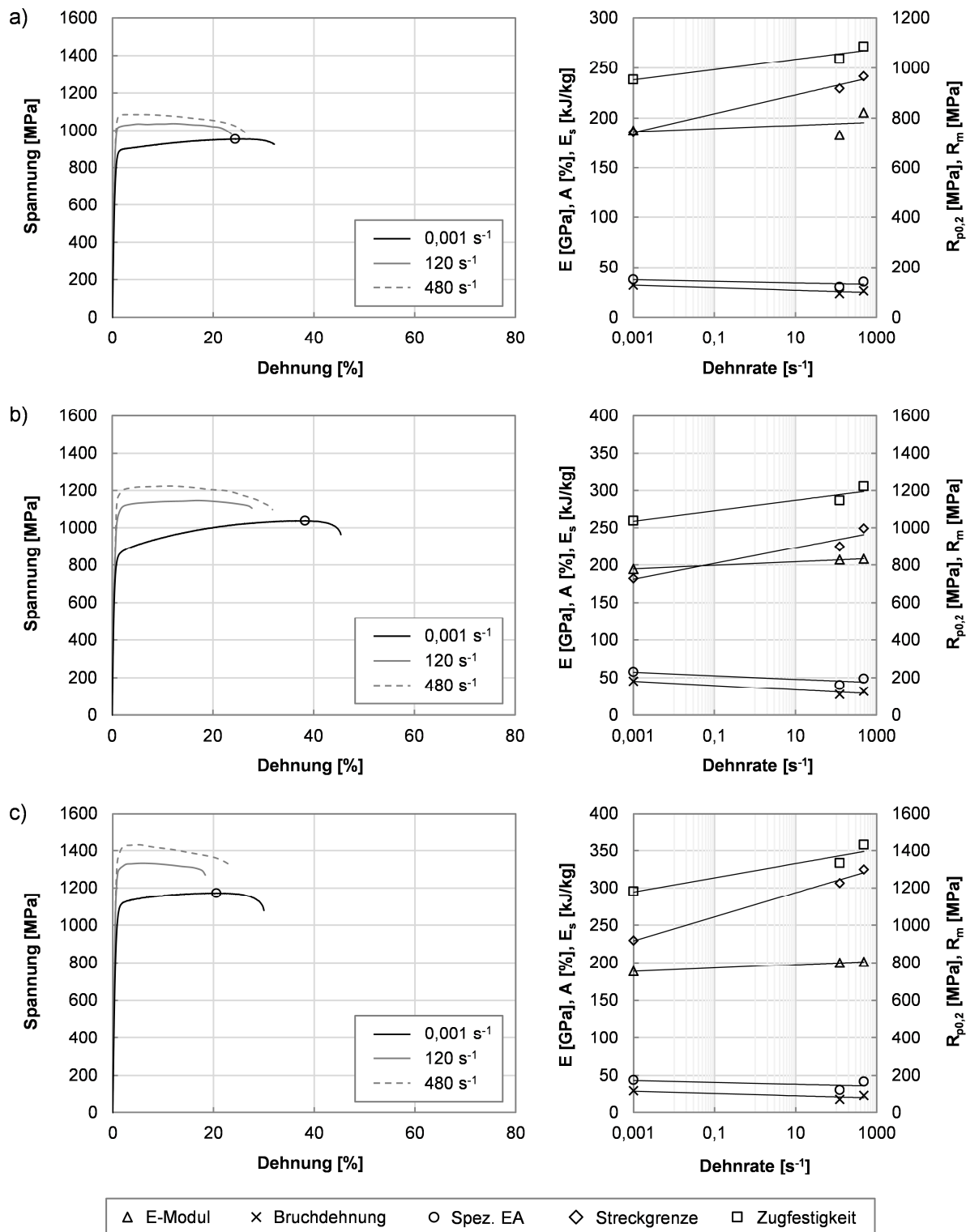


Abbildung A1.1: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme und mechanische Kennwerte von a) 1.4310 C1000 (TRIP), b) 1.4378 H800 (TWIP) und c) 1.4378 H1000 (TWIP) in Abhängigkeit der Dehnrates

### A2: Faserkunststoffverbunde unter $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung

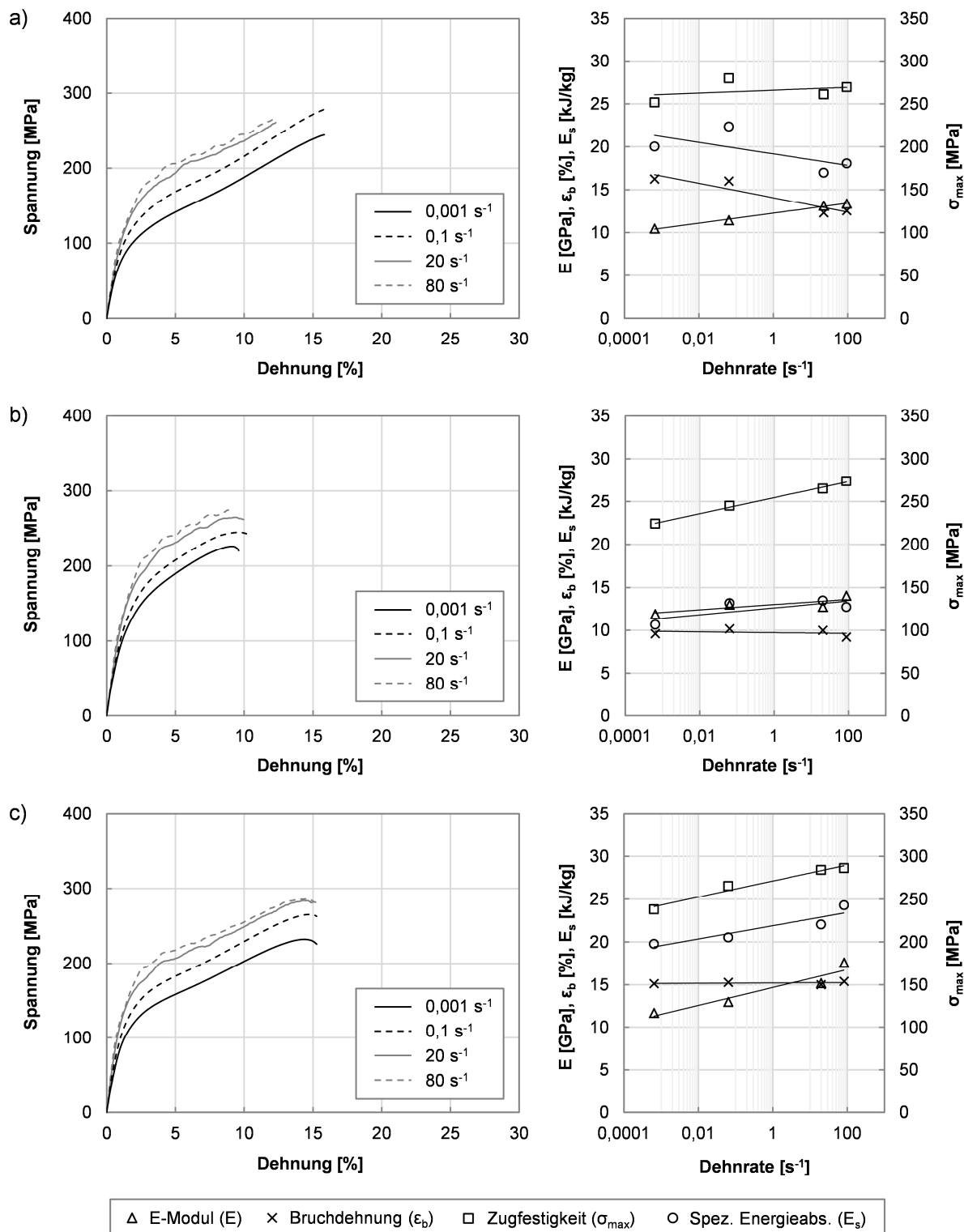


Abbildung A2.1: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme und mechanische Kennwerte von gewebeverstärkten FKV aus a) CF-EP-L-93, b) CF-EP-K-200 und c) CF-EPT-L-200 unter  $\pm 45^\circ$ -Zugbelastung in Abhängigkeit der Dehnrates

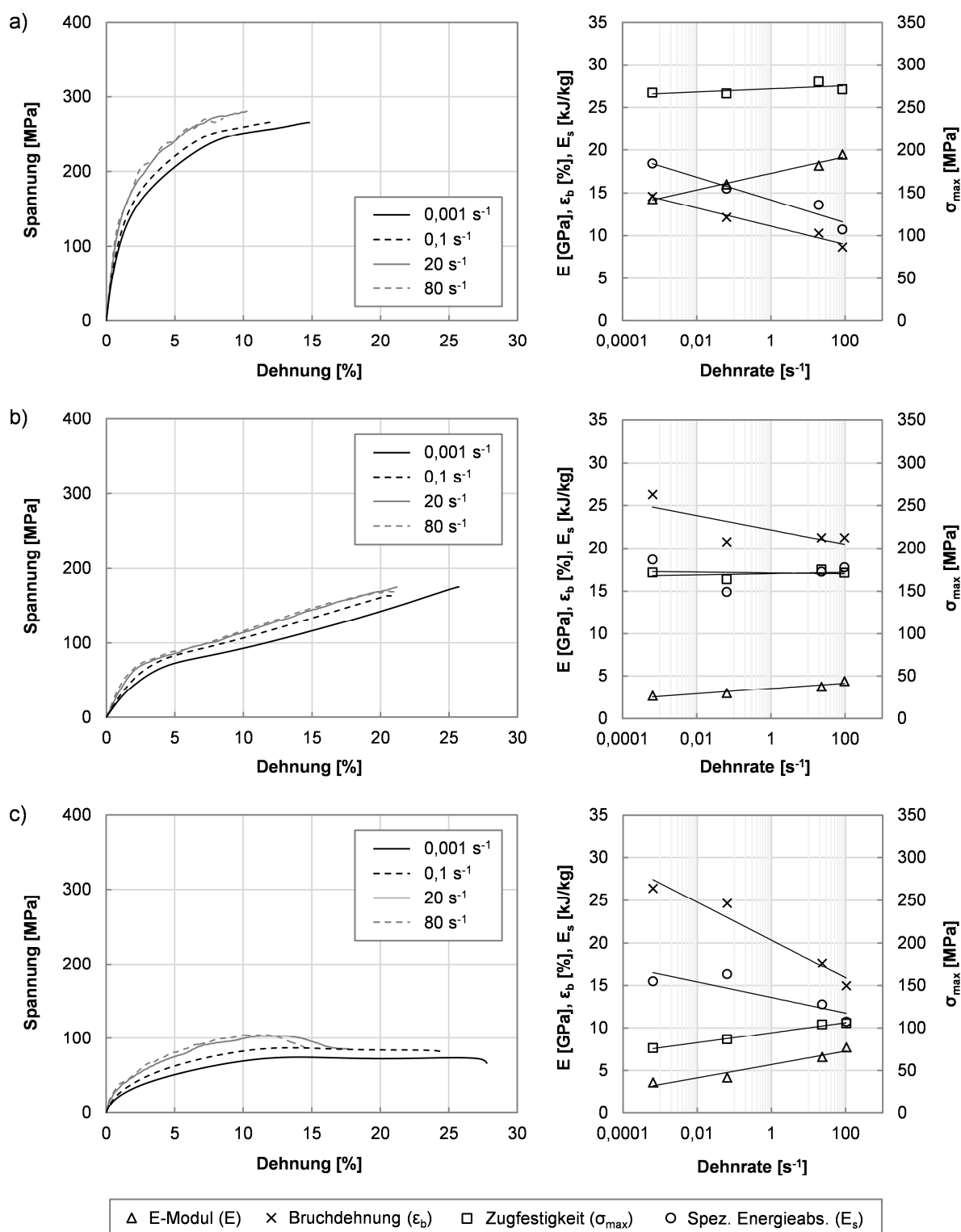


Abbildung A2.2: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme und mechanische Kennwerte von gewebeverstärkten FKV aus a) CF-PEEK-L-200, b) VF-EP-K-200 und c) DF-EPRT-L-130 unter ±45°-Zugbelastung in Abhängigkeit der Dehnrates



**A3: Kernausräum-Konzept – Druckversuche an Kernmaterialien (Sandwich)**

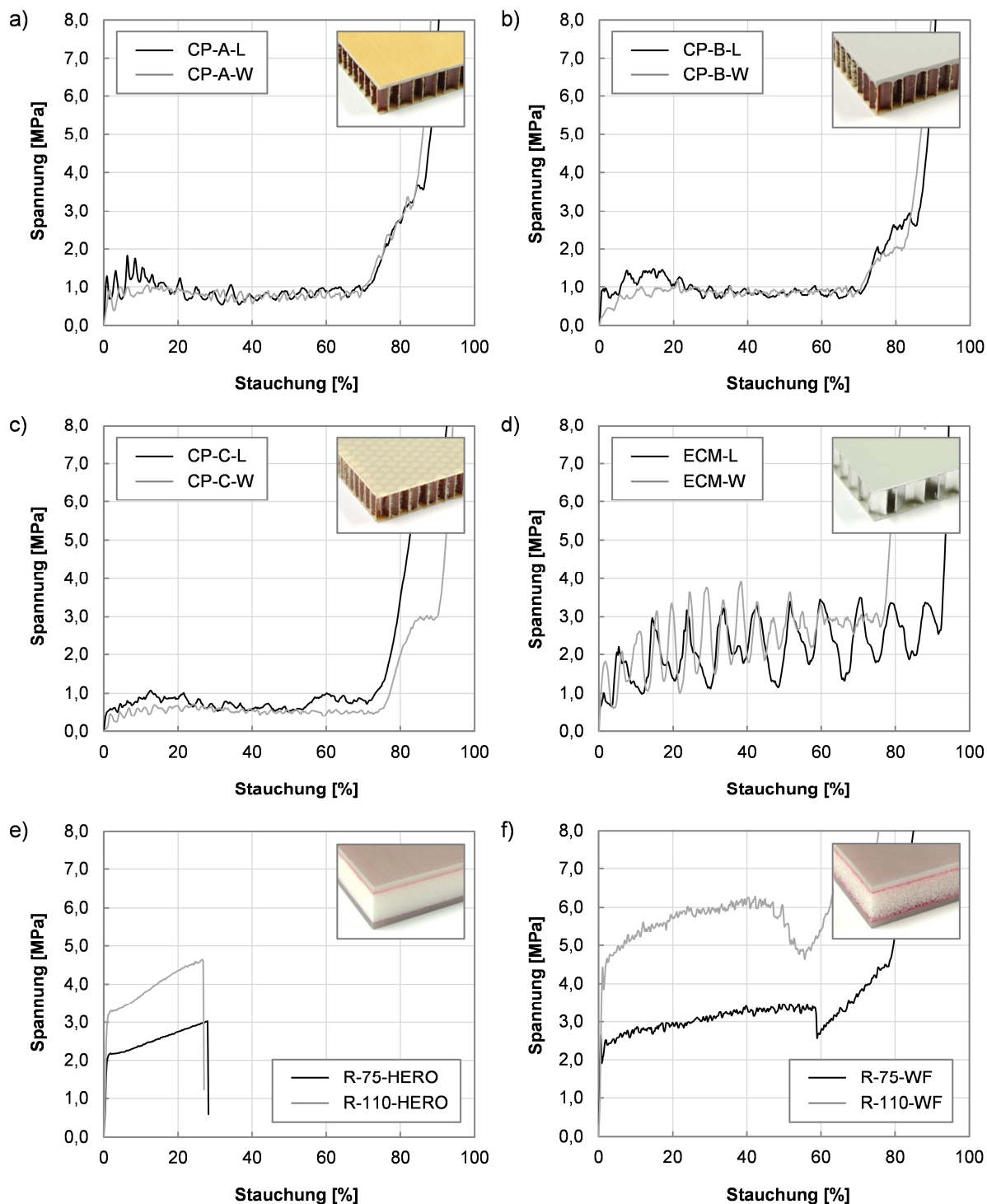


Abbildung A3.1: Technische Spannungs-Stauchungs-Diagramme von Kernmaterialien aus a-c) Kevlar<sup>®</sup>-Honigwabe, d) Aluminium-Honigwabe (ECM 6.4-82) und e-f) PMI-Schaum unterschiedlicher Dichte (Rohacell<sup>®</sup> HERO, Rohacell<sup>®</sup> WF) unter ebener Druckbelastung (Kernausräumversuche, Stempelfläche 70 mm x 7,5 mm)

#### A4: Bolzendurchzug-Konzept – Studie zum Material- und Lastrateinfluss

Die nachfolgenden Abbildungen zeigen die Versuchsergebnisse der Bolzendurchzug-Studie zur Untersuchung des Einflusses von Fasermaterial, Matrixmaterial, Faserorientierung und Lastrate auf das progressive Lochleibungsversagen von gewebeverstärkten FKV für die Materialkonfigurationen A bis K aus Abschnitt 5.2.1.

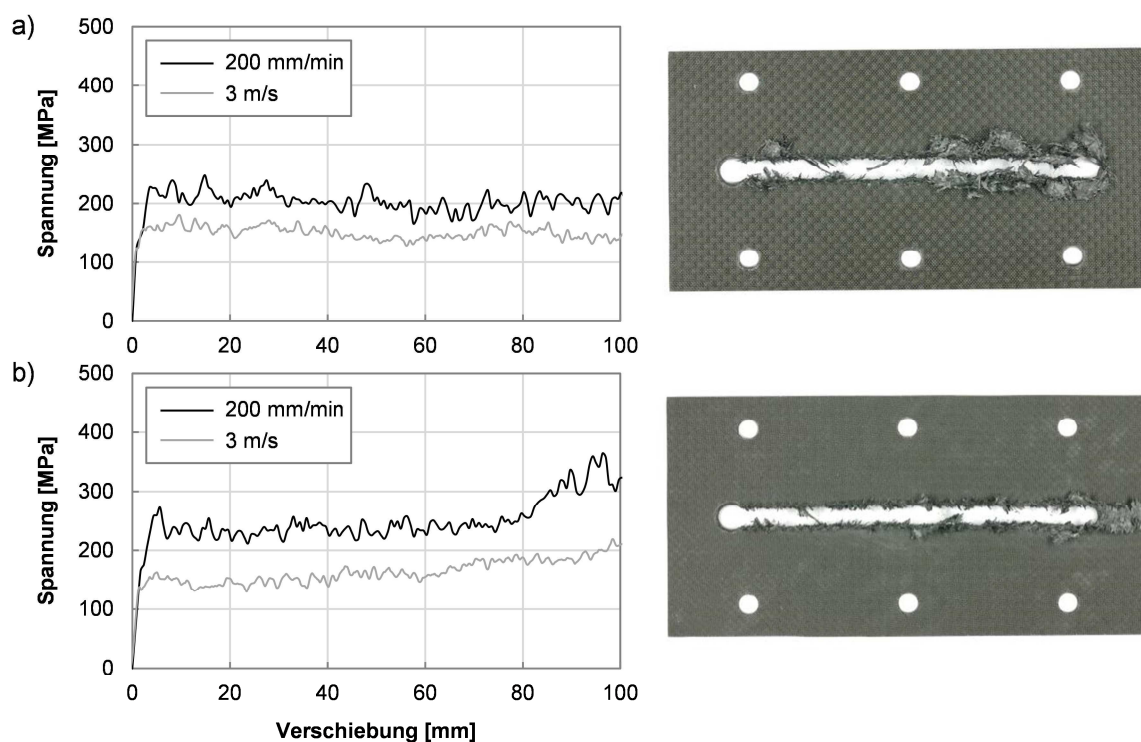


Abbildung A4.1: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration A (CF-EP-L-200,  $t = 1,80$  mm) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

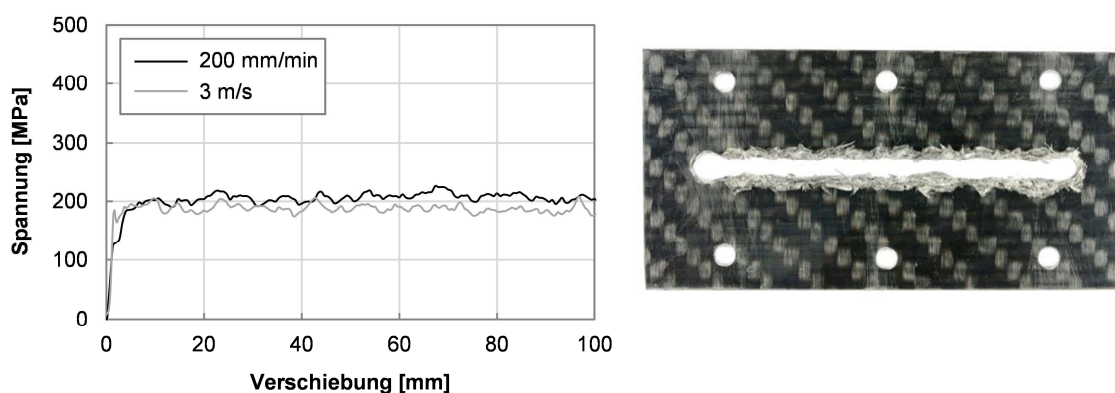


Abbildung A4.2: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration E (GF-PA-K-600,  $t = 2,12$  mm, gefärbt) unter  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

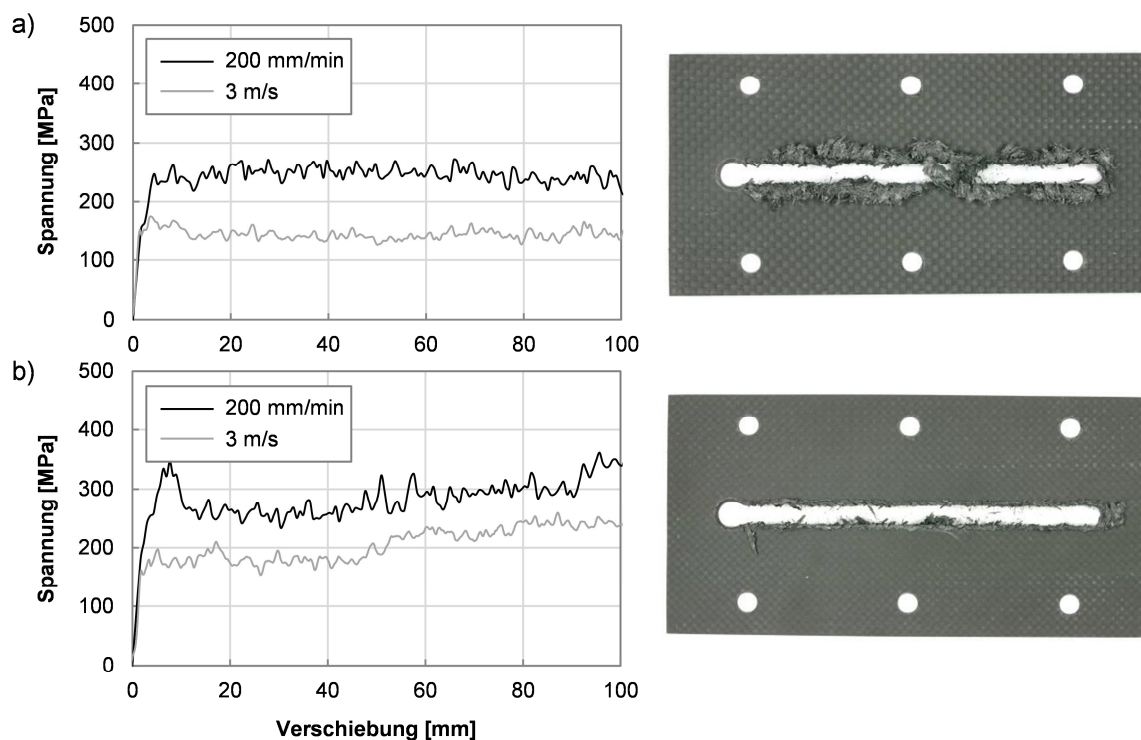


Abbildung A4.3: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration B (CF-EPT-L-200, t = 1,80 mm) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung in Abhängigkeit der Lastrate (d = 8 mm)

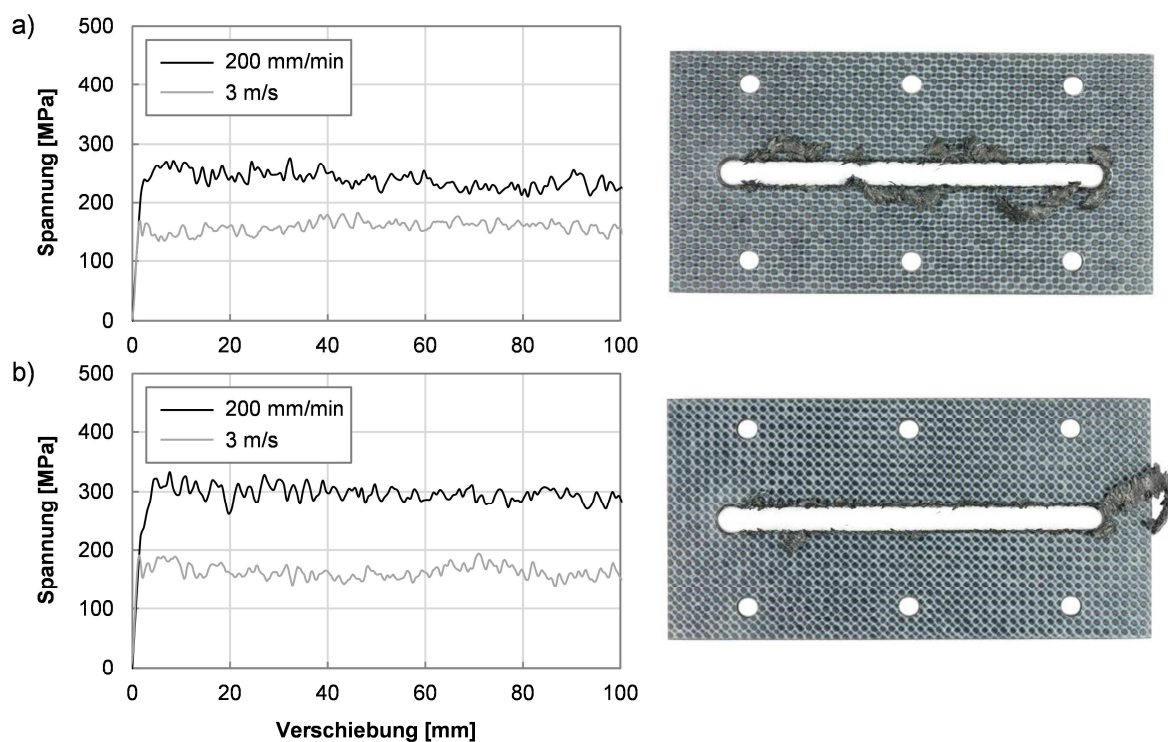


Abbildung A4.4: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration C (CF-PEEK-L-200, t = 1,76 mm) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung in Abhängigkeit der Lastrate (d = 8 mm)

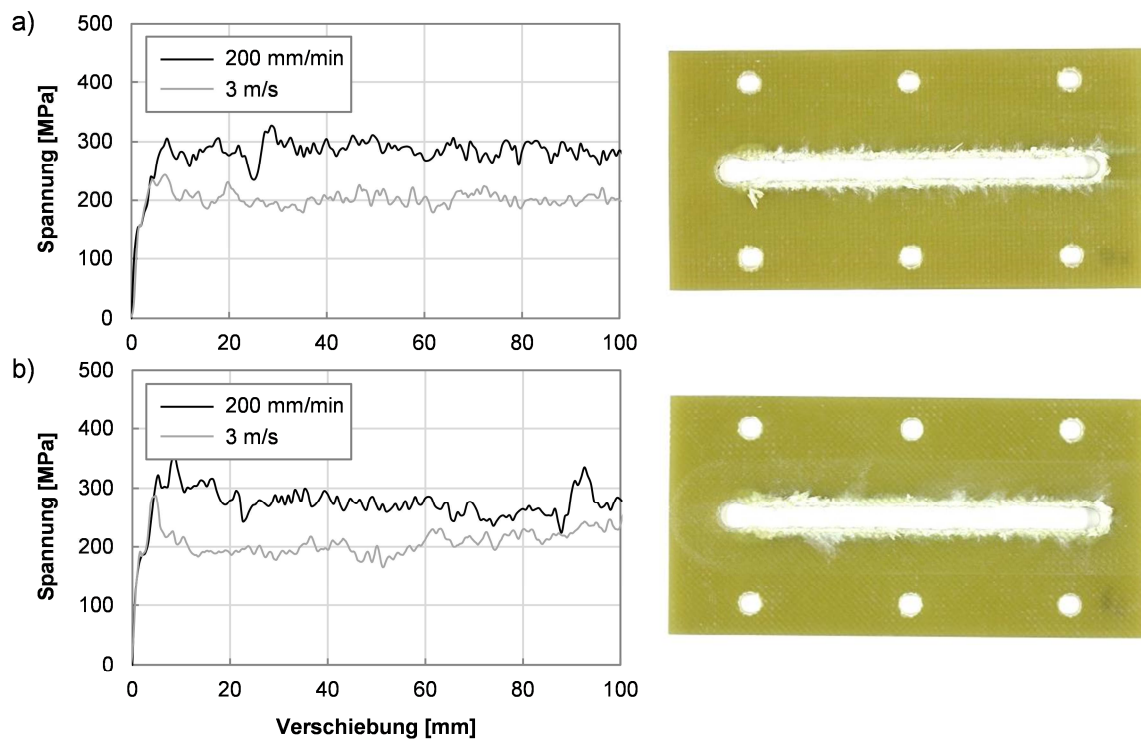


Abbildung A4.5: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration D (GF-EP-L-390,  $t = 2,70$  mm) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

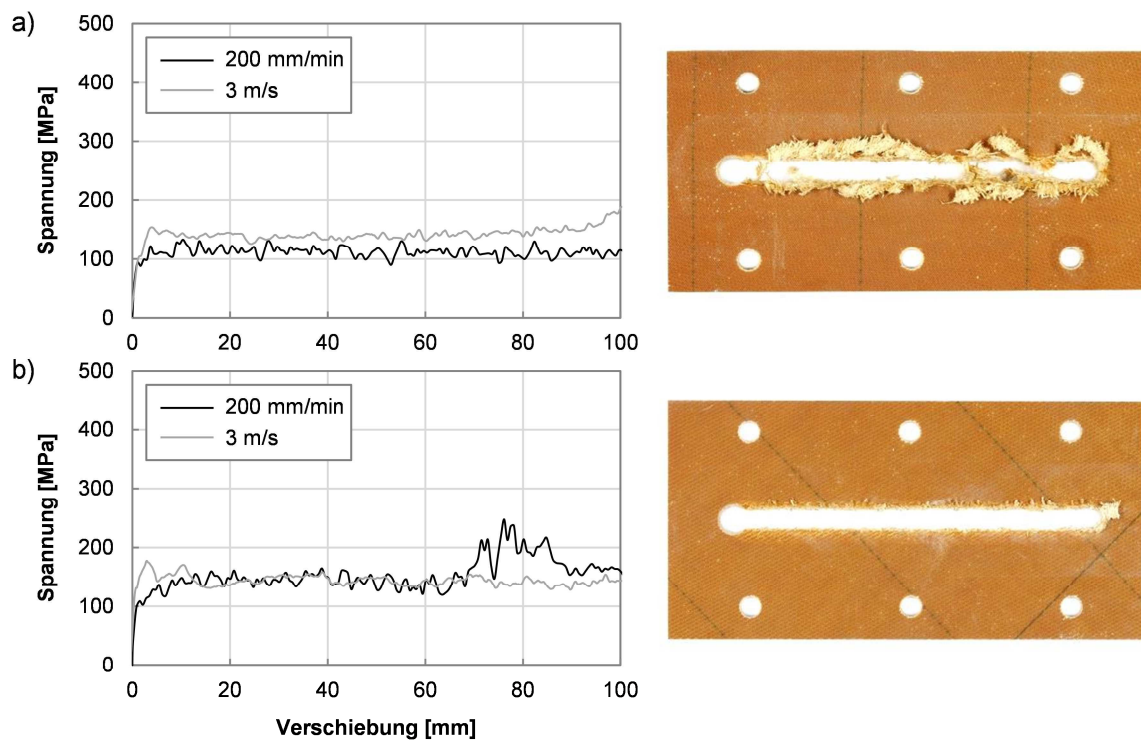


Abbildung A4.6: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration F (GF-PF-A-296,  $t = 1,65$  mm) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

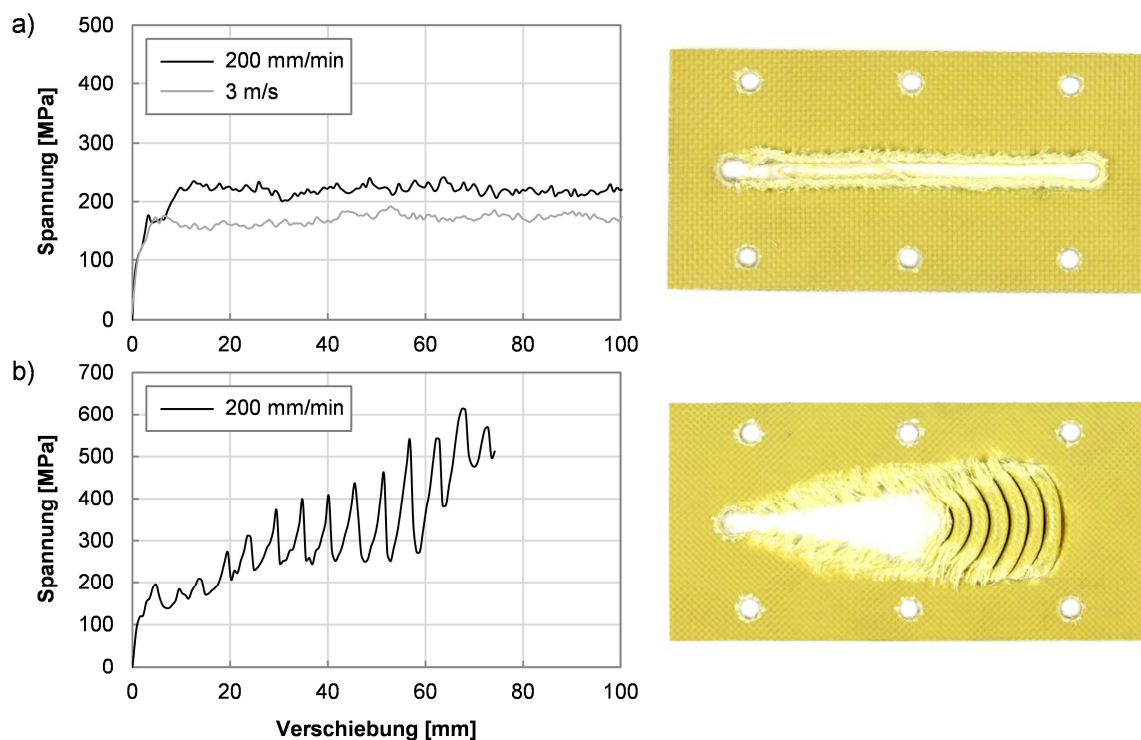


Abbildung A4.7: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration G (AF-EP-L-170,  $t = 1,77$  mm) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

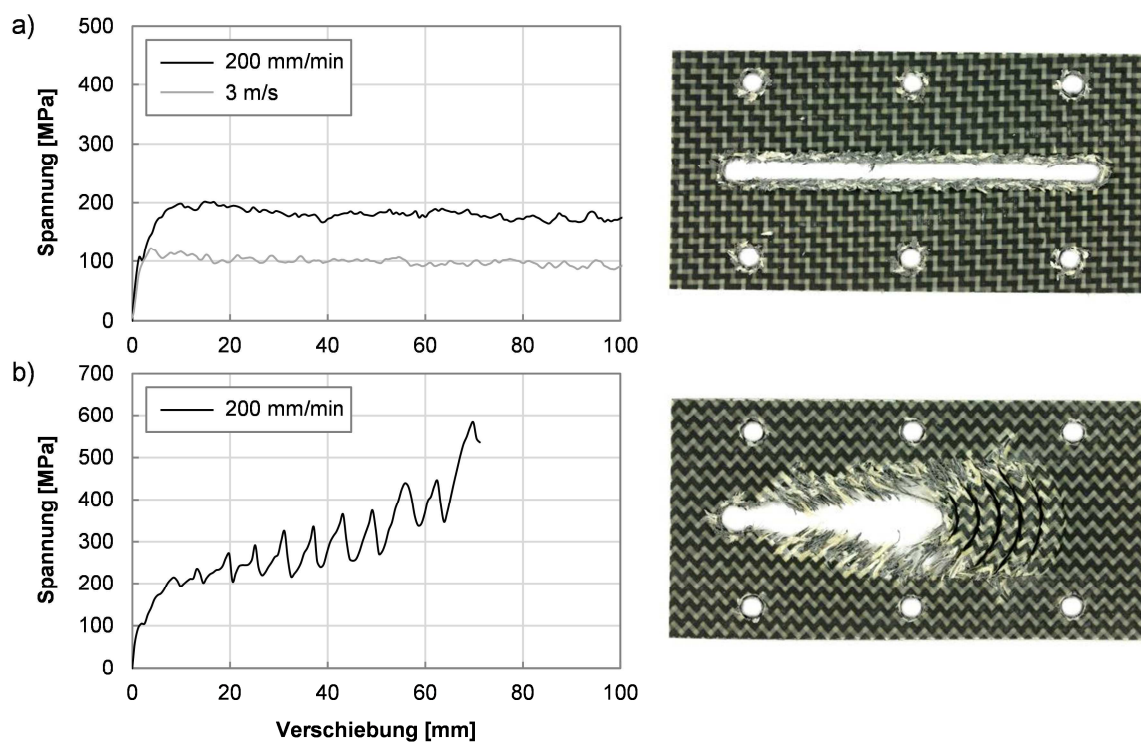


Abbildung A4.8: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration H (VF-EP-K-200,  $t = 2,12$  mm) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

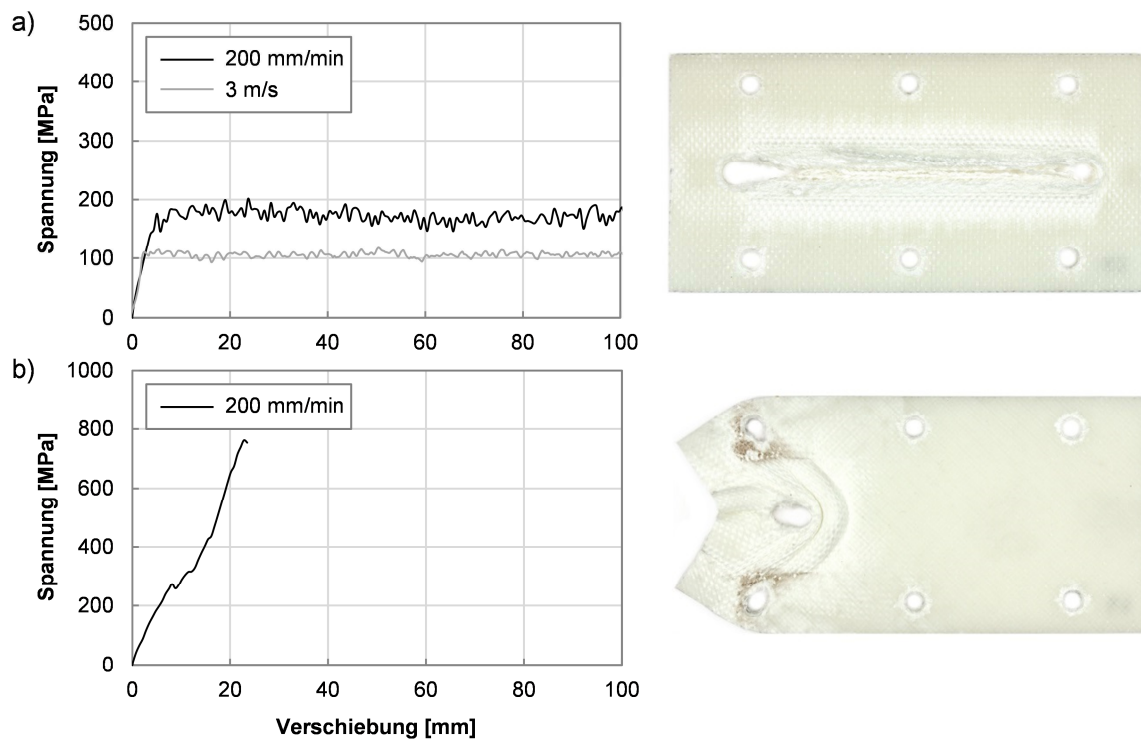


Abbildung A4.9: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration I (DF-EP-L-130,  $t = 2,26$  mm) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

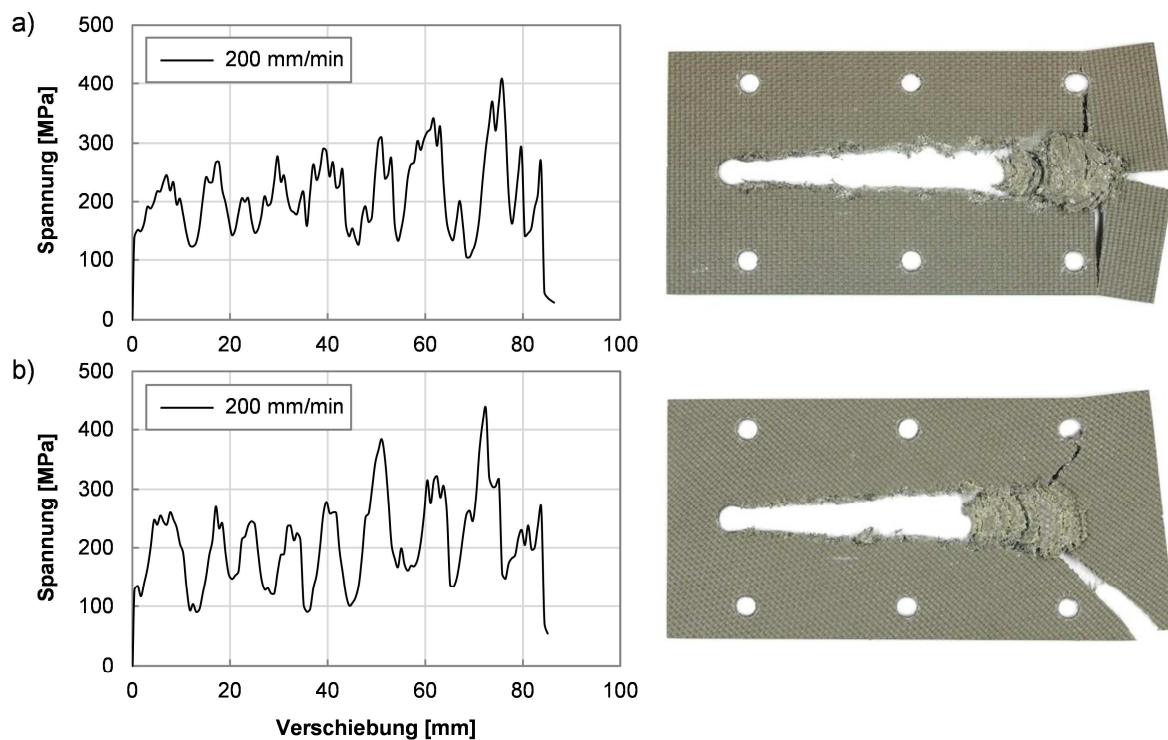


Abbildung A4.10: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration J (SF-EP-L-1195,  $t = 1,62$  mm) unter a)  $0^\circ/90^\circ$ -Orientierung g und b)  $\pm 45^\circ$ -Orientierung in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

### A5: Bolzendurchzug-Konzept – Studie zur Integration in Sandwichstrukturen

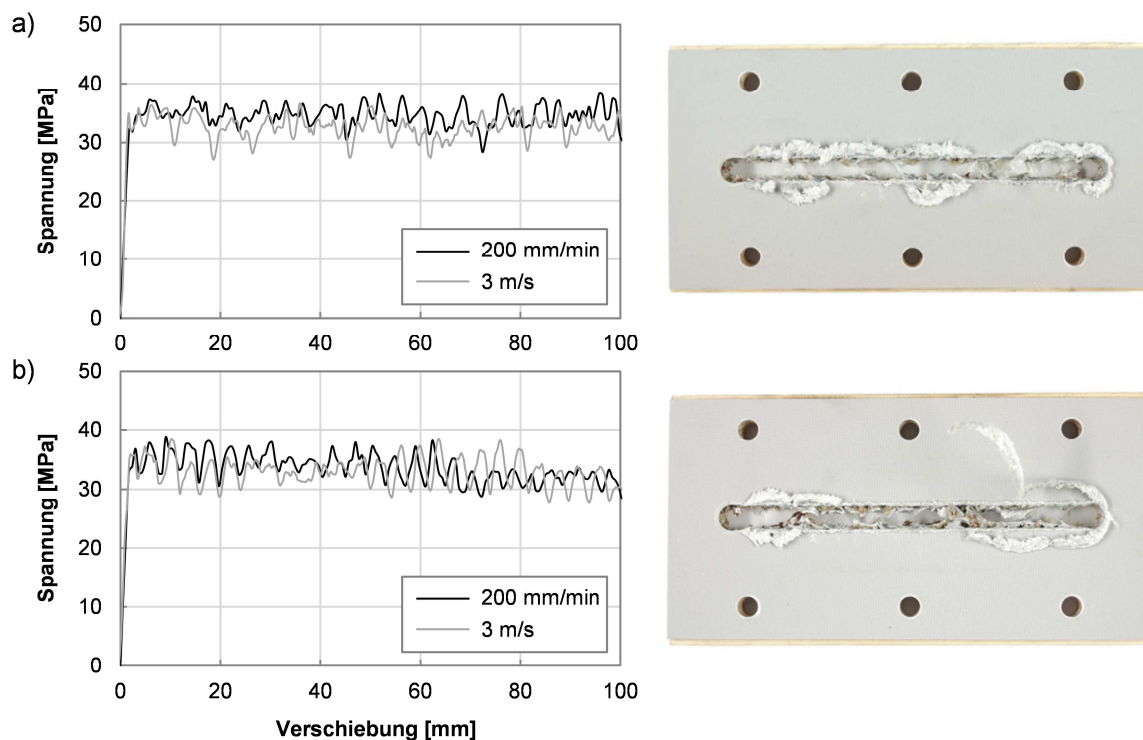


Abbildung A5.1: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration CP-B ( $t = 12,30$  mm) in a) L-Richtung und b) W-Richtung des Honigwabenkerns in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

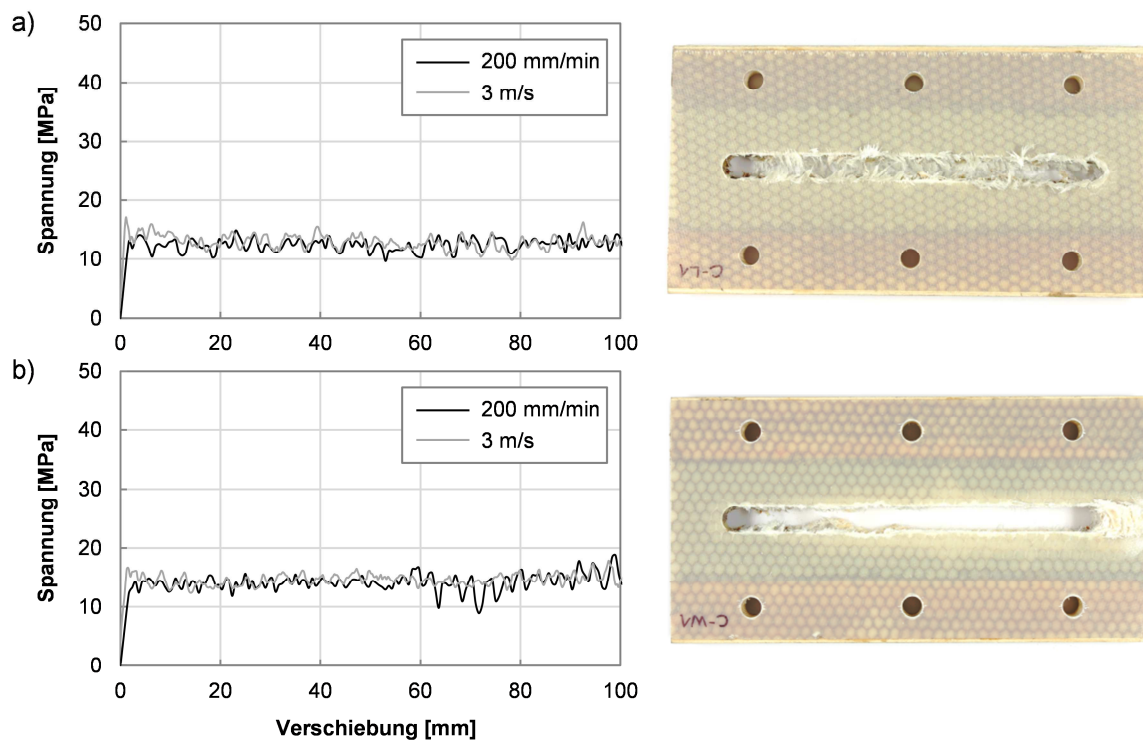


Abbildung A5.2: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme der Konfiguration CP-C ( $t = 9,26$  mm) in a) L-Richtung und b) W-Richtung des Honigwabenkerns in Abhängigkeit der Lastrate ( $d = 8$  mm)

### A6: Bolzendurchzug-Konzept – Studie zum Geometrieinfluss

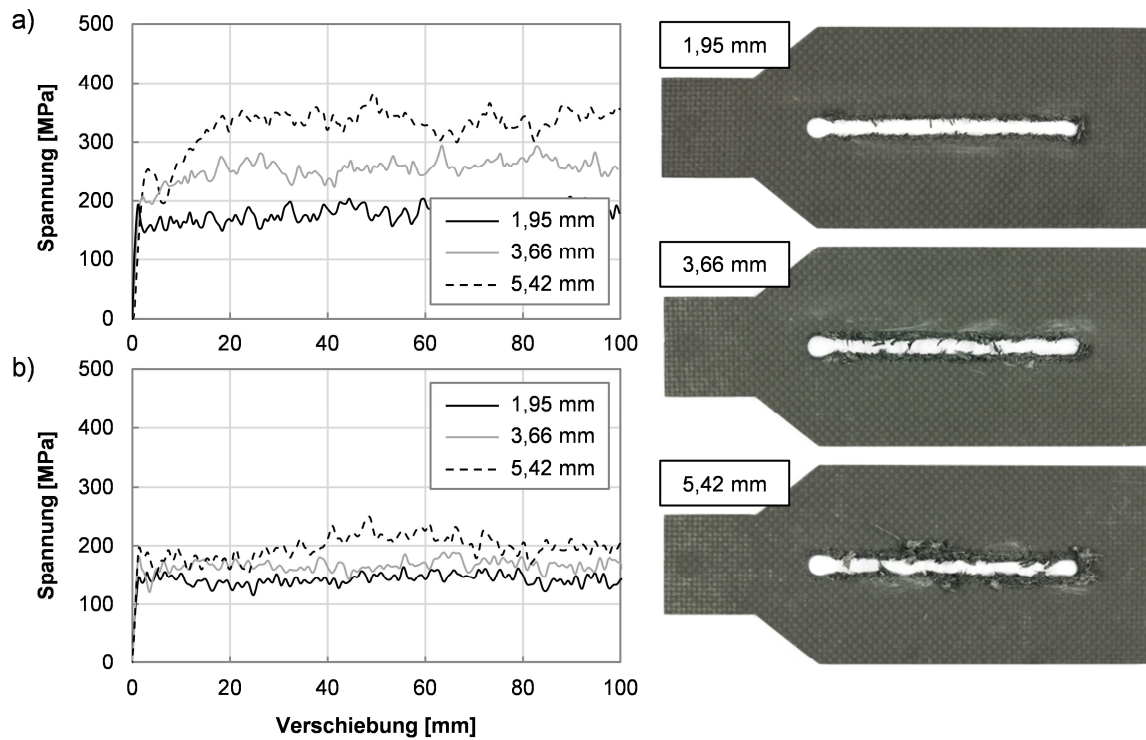


Abbildung A6.1: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme in Abhängigkeit der Plattendicke ( $d = 8 \text{ mm}$ ) unter a) quasi-statischer ( $200 \text{ mm/min}$ ) und b) kurzzeitdynamischer ( $3 \text{ m/s}$ ) Belastung

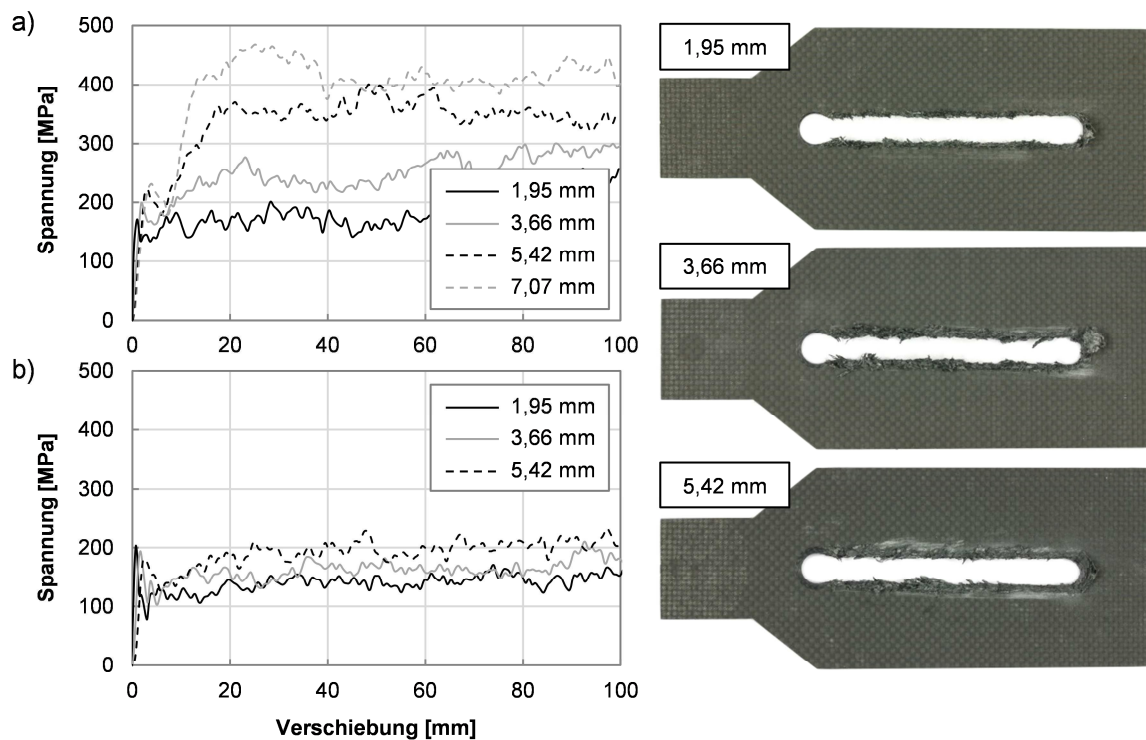


Abbildung A6.2: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme in Abhängigkeit der Plattendicke ( $d = 12 \text{ mm}$ ) unter a) quasi-statischer ( $200 \text{ mm/min}$ ) und b) kurzzeitdynamischer ( $3 \text{ m/s}$ ) Belastung



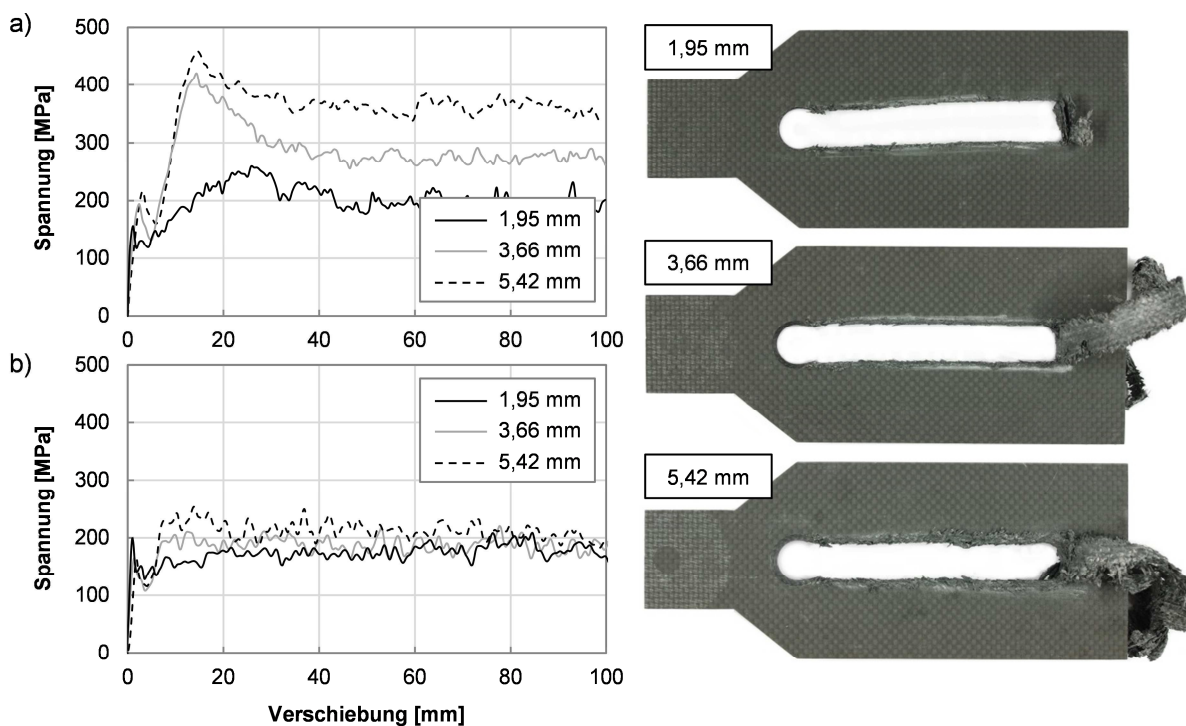


Abbildung A6.3: Spannungs-Verschiebungs-Diagramme in Abhängigkeit der Plattendicke ( $d = 16 \text{ mm}$ ) unter a) quasi-statischer ( $200 \text{ mm/min}$ ) und b) kurzzeitdynamischer ( $3 \text{ m/s}$ ) Belastung

**A7: Materialcharakterisierung – Tenax®-E HTA40 / HexFlow® RTM 6**

<b>Prüfart</b>	Zugversuch (quasi-statisch)	
<b>Prüfnorm</b>	DIN EN ISO 527-4 Typ 3 [211]	
<b>Probenmaterial</b>	HTA / RTM 6 ( $200 \text{ g/m}^2$ , Leinwandbindung, $\text{FVG} = 51\%$ , $\rho = 1,46 \text{ g/cm}^3$ )	
<b>Probengeometrie</b>	250 mm x 25 mm x 2,25 mm (nominal, 10-lagig)	
<b>Prüfbedingungen</b>	2 mm/min, RT	
	<b>Ketttrichtung</b> Index 1	<b>Schussrichtung</b> Index 2
	<b>Elastizitätsmodul <math>E_{i+}</math> [GPa]</b>	
	$64,6 \pm 1,2$	$64,4 \pm 1,0$
	<b>Zugfestigkeit <math>X_{i+}</math> [MPa]</b>	
	$852 \pm 22$	$860 \pm 28$
	<b>Bruchdehnung <math>\epsilon_{b,i+}</math> [%]</b>	
	$1,34 \pm 0,04$	$1,35 \pm 0,04$
	<b>Querkontraktionszahl <math>\nu_{ij}</math> [-]</b>	
$0,043 \pm 0,007$	$0,047 \pm 0,018$	

Abbildung A7.1: Intralaminare Zugeigenschaften in Kett- und Schussrichtung

<b>Prüfart</b>	Druckversuch (Celanese-Prüfvorrichtung, quasi-statisch)		
<b>Prüfnorm</b>	AITM1-0008 A1 [212]		
<b>Probenmaterial</b>	HTA / RTM 6 (200 g/m <sup>2</sup> , Leinwandbindung, FVG = 51%, $\rho = 1,46 \text{ g/cm}^3$ )		
<b>Probengeometrie</b>	132 mm x 32 mm x 3,60 mm (nominal, 16-lagig, quasi-isotrop (QI))		
<b>Prüfbedingungen</b>	0,5 mm/min, RT		
	<b>Laminat Index x</b>	<b>Einzellage Index 1,2</b>	
	<b>Elastizitätsmodul <math>E_{i-}</math> [GPa]</b>		
	37,8 ± 0,4	52,3	52,1
	<b>Druckfestigkeit <math>X_{i-}</math> [MPa]</b>		
	469 ± 16	639	645
	<b>Bruchstauchung <math>\varepsilon_{b,i-}</math> [%]</b>		
1,36 ± 0,06	1,22	1,24	

Abbildung A7.2: Intralaminare Druckeigenschaften in Kett- und Schussrichtung

<b>Prüfart</b>	Schubversuch (quasi-statisch und zyklisch)		
<b>Prüfnorm</b>	DIN EN 6031 [104]		
<b>Probenmaterial</b>	HTA / RTM 6 (200 g/m <sup>2</sup> , Leinwandbindung, FVG = 51%, $\rho = 1,46 \text{ g/cm}^3$ )		
<b>Probengeometrie</b>	230 mm x 25 mm x 1,80 mm (nominal, 8-lagig (alternierend))		
<b>Prüfbedingungen</b>	5 mm/min, RT		
	<b>Versuchsergebnisse (quasi-statische Versuchsreihe)</b>		
	<b>Schubmodul <math>G_{12}</math> [GPa]</b>		
	3,75 ± 0,17		
	<b>Schubfestigkeit <math>S_{12,max}</math> [MPa]</b>		
	114 ± 4		
	<b>Max. Schubverzerrung <math>\gamma_{12,max}</math> [%]</b>		
25,4 ± 1,43			

Abbildung A7.3: Intralaminare Schubeigenschaften

<b>Prüfart</b>	Zugversuch (kurzzeitdynamisch)			
<b>Prüfnorm</b>	In Anlehnung an DIN EN ISO 527-4 Typ 3 [211], optische Auswertung			
<b>Probenmaterial</b>	HTA / RTM 6 (200 g/m <sup>2</sup> , Leinwandbindung, FVG = 51%, $\rho = 1,46 \text{ g/cm}^3$ )			
<b>Probengeometrie</b>	250 mm x 25 mm x 2,25 mm (nominal, 10-lagig)			
<b>Prüfbedingungen</b>	2 mm/min (0,001 s <sup>-1</sup> ), 1 mm/s (0,01 s <sup>-1</sup> ), 3 m/s (20 s <sup>-1</sup> ), 12 m/s (80 s <sup>-1</sup> )			
	<b>Kettrichtung (Index 1)</b>			
	<b>Dehnrates <math>\dot{\epsilon}</math> [s<sup>-1</sup>]</b>			
	0,001	0,01	20	80
	<b>Elastizitätsmodul <math>E_{i+}</math> [GPa]</b>			
	64,6 ± 1,2	60,9 ± 3,1	58,2 ± 4,8	57,1 ± 1,1
	<b>Zugfestigkeit <math>X_{i+}</math> [MPa]</b>			
852 ± 22	763 ± 62	628 ± 6	622 ± 16	
<b>Bruchdehnung <math>\epsilon_{b,i+}</math> [%]</b>				
1,34 ± 0,04	1,25 ± 0,20	1,14 ± 0,14	1,09 ± 0,02	

Abbildung A7.4: Dehnratenabhängigkeit der intralaminaren Zugeigenschaften in Kettrichtung (1-Richtung)

<b>Prüfart</b>	Schubversuch (kurzzeitdynamisch)			
<b>Prüfnorm</b>	In Anlehnung an DIN EN 6031 [104], optische Auswertung			
<b>Probenmaterial</b>	HTA / RTM 6 (200 g/m <sup>2</sup> , Leinwandbindung, FVG = 51%, $\rho = 1,46 \text{ g/cm}^3$ )			
<b>Probengeometrie</b>	230 mm x 25 mm x 1,80 mm (nominal, 8-lagig (alternierend))			
<b>Prüfbedingungen</b>	5 mm/min (0,001 s <sup>-1</sup> ), 500 mm/min (0,1 s <sup>-1</sup> ), 3 m/s (20 s <sup>-1</sup> ), 12 m/s (80 s <sup>-1</sup> )			
	<b>Versuchsergebnisse</b>			
	<b>Dehnrates <math>\dot{\epsilon}</math> [s<sup>-1</sup>]</b>			
	0,001	0,1	20	80
	<b>Schubmodul <math>G_{12}</math> [GPa]</b>			
	3,75 ± 0,17	4,42 ± 0,11	4,78 ± 0,08	5,39 ± 0,28
	<b>Schubfestigkeit <math>S_{12,max}</math> [MPa]</b>			
114 ± 4	130 ± 2	134 ± 4	140 ± 2	
<b>Max. Schubverzerrung <math>\gamma_{12,max}</math> [%]</b>				
25,4 ± 1,43	26,2 ± 0,26	23,4 ± 2,16	24,3 ± 0,37	

Abbildung A7.5: Dehnratenabhängigkeit der intralaminaren Schubeigenschaften

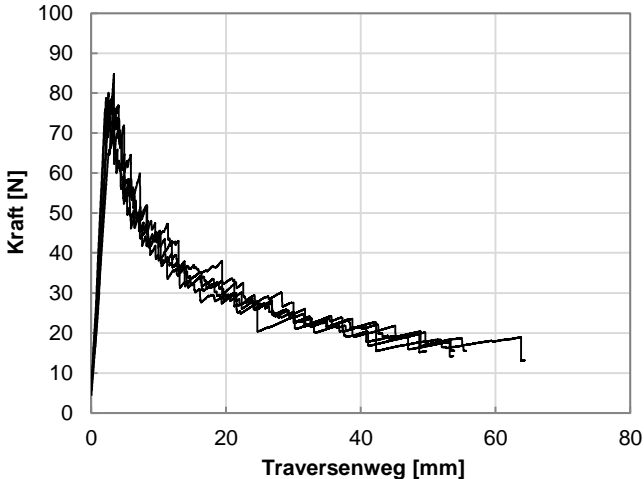
<b>Prüfart</b>	Double Cantilever Beam (DCB) Versuch (quasi-statisch)	
<b>Prüfnorm</b>	DIN EN 6033 [188]	
<b>Probenmaterial</b>	HTA / RTM 6 (200 g/m <sup>2</sup> , Leinwandbindung, FVG = 51%, $\rho = 1,46 \text{ g/cm}^3$ )	
<b>Probengeometrie</b>	250 mm x 25 mm x 3,15 mm (nominal, 14-lagig, ca. 25 mm Anriss)	
<b>Prüfbedingungen</b>	10 mm/min, RT	
	<b>Versuchsergebnisse</b> Mode I	
	<b>Energiefreisetzungsrate <math>G_{IC}</math> [J/m<sup>2</sup>]</b>	
		452 ± 26

Abbildung A7.6: Interlaminare Eigenschaften unter Mode I Belastung (DCB)

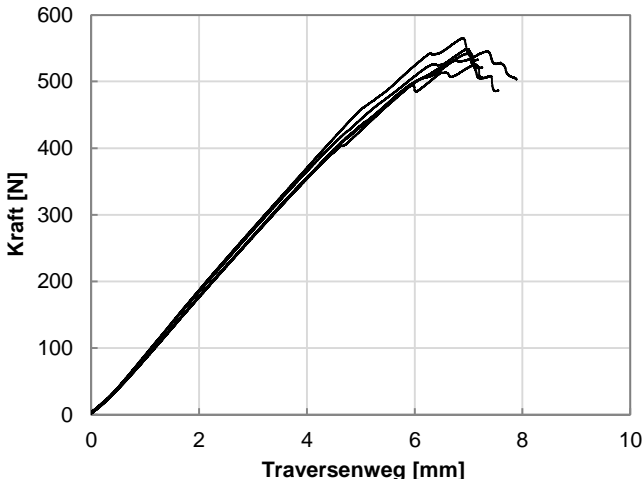
<b>Prüfart</b>	End-Notched Flexure (ENF) Versuch (quasi-statisch)	
<b>Prüfnorm</b>	DIN EN 6034 [217]	
<b>Probenmaterial</b>	HTA / RTM 6 (200 g/m <sup>2</sup> , Leinwandbindung, FVG = 51%, $\rho = 1,46 \text{ g/cm}^3$ )	
<b>Probengeometrie</b>	150 mm x 25 mm x 3,15 mm (nominal, 14-lagig, ca. 40 mm Anriss)	
<b>Prüfbedingungen</b>	1 mm/min, RT	
	<b>Versuchsergebnisse</b> Mode II	
	<b>Energiefreisetzungsrate <math>G_{IIC}</math> [J/m<sup>2</sup>]</b>	
		1866 ± 58

Abbildung A7.7: Interlaminare Eigenschaften unter Mode II Belastung (ENF)

## Literaturverzeichnis

- [1] Statistisches Bundesamt: Verkehr aktuell – Ausgabe 04/2015. Fachserie 8, Reihe 1.1, Wiesbaden, 2015
- [2] Federal Aviation Administration (FAA), DOT: 14 CFR Part 25 – Airworthiness Standards: Transport Category Airplanes, 2015
- [3] Niu, M.C.Y.: Composite airframe structures. 2. Auflage, Hong Kong: Conmilit Press Ltd., 2000
- [4] Federal Aviation Administration (FAA), DOT: 14 CFR Part 25 – Special Conditions: Airbus A350-900 Airplane; Crashworthiness, Emergency Landing Conditions. Federal Register, Vol. 79, Nr. 143, 2014, S. 43237-43239
- [5] Heimbs, S.; Strobl, F.; Middendorf, P.; Guimard, J.M.: Composite crash absorber for aircraft fuselage applications. 11<sup>th</sup> International Conference on Structures under Shock and Impact (SUSI 2010), Tallinn, Estland, 28.-30. Juli, 2010, S. 3-14
- [6] Heimbs, S.; Strobl, F.; Middendorf, P.: Integration of a composite crash absorber in aircraft fuselage vertical struts. International Journal of Vehicle Structures & Systems, Vol. 3, Nr. 2, 2011, S. 87-95
- [7] Heimbs, S.; Middendorf, P.: Design, analysis and testing of a composite crash absorber for aeronautic applications. Composites 2011, 3<sup>rd</sup> ECCOMAS Thematic Conference on the Mechanical Response of Composites, Hannover, Deutschland, 21.-23. September, 2011, S. 537-544
- [8] Waimer, M.; Kohlgrüber, D.; Hachenberg, D.; Voggenreiter, H.: Experimental study of CFRP components subjected to dynamic crash loads. Composite Structures, Vol. 105, 2013, S. 288-299
- [9] Kindervater, C.M.: Aircraft and helicopter crashworthiness: Design and simulation. In: Abmrósio, J.A.C. et al. (Hrsg.): Crashworthiness of transportation systems: Structural impact and occupant protection. NATO ASI Series, Vol. 332, 1997, S. 525-577
- [10] Waimer, M.: Development of a kinematics model for the assessment of global crash scenarios of a composite transport aircraft fuselage. Dissertation, Universität Stuttgart, 2013
- [11] Waimer, M.; Kohlgrüber, D.; Hachenberg, D.; Voggenreiter, H.: The kinematics model – A numerical method for the development of a crashworthy composite fuselage design of transport aircraft. 6<sup>th</sup> Triennial International Aircraft Fire and Cabin Safety Research Conference, Atlantic City, USA, 25.-28. Oktober, 2010

- [12] Bergmann, T.; Heimbs, S.; Bautz, B.; Maier, M.: Development of a tensile energy absorber for crash loaded aircraft fuselage structures. DLR Structures and Design Colloquium 2014: 'Soaking up Joules – Shock and Impulse Absorbing Designs and Structures in Aeronautics', Stuttgart, Deutschland, 08. Juli, 2014
- [13] Heimbs, S.; Vogt, D.; Hartnack, R.; Schlattmann, J.; Maier, M.: Numerical simulation of aircraft interior components under crash loads. International Journal of Crashworthiness, Vol. 13, Nr. 5, 2008, S. 511-521
- [14] Pein, M.; Krause, D.; Heimbs, S.; Middendorf, P.: Hybrid composite materials for a highly integrated energy-absorbing concept for A/C cabin interior. 5<sup>th</sup> Triennial International Aircraft Fire and Cabin Safety Research Conference, Atlantic City, USA, 29. Oktober - 1. November, 2007
- [15] Pein, M.; Krause, D.; Middendorf, P.: Mechanische Absorptionsvorrichtung. Patent, DE 102007014464 A1/B4, 2008
- [16] Pein, M.; Laukart, V.; Feldmann, D.G.; Krause, D.: Concepts for energy absorbing support structures and appropriate materials. 25<sup>th</sup> International Congress of the Aeronautical Sciences (ICAS 2006), Hamburg, Deutschland, 3.-8. September, 2006, S. 1-9
- [17] Pein, M.; Krause, D.; Heimbs, S.; Middendorf, P.: Innovative energy-absorbing concepts for aircraft cabin interior. International Workshop on Aircraft System Technologies (AST 2007), Hamburg, Deutschland, 29.-30. März, 2007, S. 375-384
- [18] Pein, M.; Gumpinger, T.; Krause, D.: Innovative approaches for integration of functions in composite sandwich structures by the example of cabin interior. 1<sup>st</sup> European Air and Space Conference (CEAS 2007), Berlin, Deutschland, 10.-13. September, 2007, S. 747-751
- [19] Schatrow, P.; Waimer, M.: Investigation of a crash concept for CFRP transport aircraft based on tension absorption. International Journal of Crashworthiness, Vol. 19, Nr. 5, 2014, S. 524-539
- [20] Schatrow, P.; Waimer, M.: Investigation of an alternative crash concept for composite transport aircraft using tension absorption. 7<sup>th</sup> Triennial International Aircraft Fire and Cabin Safety Research Conference, Philadelphia, USA, 2.-5. Dezember, 2013
- [21] Pein, M.: Entwicklungsmethode für Hochleistungswerkstoffe am Beispiel von Energieabsorbern für Flugzeugkabinen. Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2009
- [22] Kramer, F.: Passive Sicherheit von Kraftfahrzeugen. 3. Auflage, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2009

- [23] Maier, M.: Experimentelle Untersuchung und numerische Simulation des Crashverhaltens von Faserverbundwerkstoffen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1990
- [24] Mamalis, A.G.; Manolakos, D.E.; Demosthenous, G.A.; Ioannidis, M.B.: Crashworthiness of composite thin-walled structural components. 1. Auflage, Boca Raton: CRC Press, 1998
- [25] Kröger, M.: Methodische Auslegung und Erprobung von Fahrzeug-Crashstrukturen. Dissertation, Universität Hannover, 2002
- [26] Scholes, A.; Lewis, J.H.: Development of crashworthiness for railway vehicle structures. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit, Vol. 207, Nr. 1, 1993, S. 1-16
- [27] Pereira, M.S.; Ambrósio, J.A.C.; Dias, J.P.: Crashworthiness analysis and design using rigid-flexible multibody dynamics with application to train vehicles. International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 40, Nr. 4, 1997, S. 655-687
- [28] Sohr, S.: Passive Sicherheit von Schienenfahrzeugen des Personenverkehrs – Methoden und Strategien zur Verbesserung der Insassenschutzes. Dissertation, Technische Universität Berlin, 2001
- [29] Reich, S.: Einfluss der Faserverbund-Sandwichbauweise auf die kollisions-sichere Gestaltung von Schienenfahrzeugen. Dissertation, Technische Universität Berlin, 2008
- [30] Ezra, A.A.; Fay, R.J.: An assessment of energy absorbing devices for prospective use in aircraft impact situations. In: Herrmann, G.; Perrone, N. (Hrsg.): Dynamic response of structures. New York: Pergamon Press Inc., 1972, S. 225-246
- [31] Zimmermann, R.E.; Coltman, J.E.; Desjardins, S.P.; Johnson, N.B.: Aircraft crash survival design guide. USAAVSCOM TR 89-D-22A-E, Vol. 1-5, 1989
- [32] Heimbs, S.: Energy absorption in aircraft structures. International Workshop on Hydraulic Equipment and Support Systems for Mining (IWHEM 2012), Huludao, China, 17.-18. August, 2012
- [33] Goh, Y.M.; Love, P.E.D.: Adequacy of personal fall arrest energy absorbers in relation to heavy workers. Safety Science, Vol. 48, Nr. 6, 2010, S. 747-754
- [34] Baszczyński, K.; Jachowicz, M.: Effect of mechanical factors on the protective parameters of textile elements in personal equipment protecting against falls from a height. Fibers & Textiles in Eastern Europe, Vol. 19, Nr. 5 (88), 2011, S. 117-124
- [35] Baszczyński, K.: Influence of weather conditions on the performance of energy absorbers and guided type fall arresters on a flexible anchorage line during fall arresting. Safety Science, Vol. 42, Nr. 6, 2004, S. 519-536

- [36] Martin, J.P.: Selection and use of fall protection and rescue equipment for work on towers. 6<sup>th</sup> International Conference on Transmission and Distribution Construction and Live Line Maintenance (ESMO-93), Las Vegas, USA, 12.-17. September, 1993, S. 117-126
- [37] Ashby, M.F.; Evans, A.; Fleck, N.A.; Gibson, L.J.; Hutchinson, J.W.; Wadley, H.N.G.: Metal foams: A design guide. 1. Auflage, Boston: Butterworth-Heinemann, 2000
- [38] Lu, G.; Yu, T.: Energy absorption of structures and materials. 1. Auflage, Cambridge: Woodhead Publishing Ltd., 2003
- [39] Marsolek, J.S.: Energieabsorptionsverhalten zylinderschalenförmiger Strukturelemente aus Metall und Faserverbundwerkstoff. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2002
- [40] Jones, N.: Structural impact. 1. Auflage, Cambridge: Cambridge University Press, 1989
- [41] Alghamdi, A.A.A.: Collapsible impact energy absorbers – An overview. Thin-Walled Structures, Vol. 39, Nr. 2, 2001, S. 189-213
- [42] Alexander, J.M.: An appropriate analysis of the collapse of thin cylindrical shells under axial loading. The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, Vol. 13, Nr. 1, 1960, S. 10-15
- [43] Thornton, P.H.; Magee, C.L.: The interplay of geometric and materials variables in energy absorption. Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 99, Nr. 2, 1977, S. 114-120
- [44] Abramowicz, W.; Jones, N.: Dynamic axial crushing of square tubes. International Journal of Impact Engineering, Vol. 2, Nr. 2, 1984, S. 179-208
- [45] Abramowicz, W.; Jones, N.: Dynamic axial crushing of circular tubes. International Journal of Impact Engineering, Vol. 2, Nr. 3, 1984, S. 263-281
- [46] Abramowicz, W.; Jones, N.: Dynamic progressive buckling of circular and square tubes International Journal of Impact Engineering, Vol. 4, Nr. 4, 1986, S. 243-270
- [47] Wierzbicki, T.; Bhat, S.U.; Abramowicz, W.; Brodtkin, D.: Alexander revisited – A two folding elements model of progressive crushing of tubes. International Journal of Solids and Structures, Vol. 29, Nr. 24, 1992, S. 3269-3288
- [48] Guist, L.R.; Marble, D.P.: Prediction of the inversion load of a circular tube. NASA TN D-3622, 1966
- [49] Reddy, T.Y.: Guist and Marble revisited – On the natural knuckle radius in tube inversion. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 34, Nr. 10, 1992, S. 761-768



- [50] Johnson, W.; Reid, S.R.: Metallic energy dissipating systems. *Applied Mechanics Reviews*, Vol. 31, Nr. 3, 1978, S. 277-288
- [51] Reid, S.R.: Plastic deformation mechanisms in axially compressed metal tubes used as impact energy absorbers. *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 35, Nr. 12, 1993, S. 1035-1052
- [52] Shakeri, M.; Salehghaffari, S.; Mirzaeifar, R.: Expansion of circular tubes by rigid tubes as impact energy absorbers – Experimental and theoretical investigation. *International Journal of Crashworthiness*, Vol. 12, Nr. 5, 2007, S. 493-501
- [53] Puthoff, R.L.; Gumto, K.H.: Tube energy-absorption system for protection of a nuclear aircraft reactor. NASA TN D-5730, 1970
- [54] Jacob, G.C.; Fellers, J.F.; Simunovic, S.; Starbuck, J.M.: Energy absorption in polymer composites for automotive crashworthiness. *Journal of Composite Materials*, Vol. 36, Nr. 7, 2002, S. 813-850
- [55] Thornton, P.H.: Energy absorption in composite structures. *Journal of Composite Materials*, Vol. 13, Nr. 3, 1979, S. 247-262
- [56] Farley, G.L.: Energy absorption of composite materials. *Journal of Composite Materials*, Vol. 17, Nr. 3, 1983, S. 267-279
- [57] Farley, G.L.: The effect of specimen geometry on the energy absorption capability of composite materials. *Journal of Composite Materials*, Vol. 20, Nr. 4, 1986, S. 390-400
- [58] Farley, G.L.: The effects of crushing speed on the energy-absorption capability of composite tubes. *Journal of Composite Materials*, Vol. 25, Nr. 10, 1991, S. 1314-1329
- [59] Farley, G.L.; Jones, R.M.: Crushing characteristics of continuous fiber-reinforced composite tubes. *Journal of Composite Materials*, Vol. 26, Nr. 1; 1992, S. 37-50
- [60] Hull, D.: Axial crushing of fibre reinforced composite tubes. In: Jones, N.; Wierzbicki, T. (Hrsg.): *Structural crashworthiness*. London: Butterworths, 1983, S. 118-135
- [61] Berry, J.; Hull, D.: Effect of speed on progressive crushing of epoxy-glass cloth tubes. 3<sup>rd</sup> Conference on the Mechanical Properties of Materials at High Rates of Strain, Oxford, UK, 9.-12. April, 1984, S. 463-470
- [62] Hamada, H.; Ramakrishna, S.; Sato, H.: Effect of testing temperature on the energy absorption behavior of carbon fiber/PEEK composite tubes. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 15, Nr. 1, 1996, S. 30-47
- [63] Dehn, A.: Experimentelle Untersuchung und numerische Simulation des Crashverhaltens gewebeverstärkter Thermoplaste unter Temperatureinfluss. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2001

- [64] Strobl, F.: COFUCAS Z-Struts – Test Results. Technischer Bericht CTO/IW-SP-2007-53, EADS Innovation Works, Ottobrunn, 2007
- [65] Kindervater, C.M.; Georgi, H.: Composite strength and energy absorption as an aspect of structural crash resistance. In: Jones, N.; Wierzbicki, T. (Hrsg.): Structural crashworthiness and failure. London: Elsevier Science Publishers Ltd., 1993, S. 189-235
- [66] Magee, C.L.; Thornton, P.H.: Design considerations in energy absorption by structural collapse. SAE Technical Paper 780434, 1978
- [67] Jones, N.: Energy absorption effectiveness of thin-walled structures under static and dynamic axial crushing loads. In: Alves, M.; Jones, N. (Hrsg.): Impact loading of lightweight structures. Southampton: WIT Press, 2005, S. 273-287
- [68] Hagon, M.J.: Characterization and design of lightweight energy absorbing cargo restraints. Masterarbeit, Pennsylvania State University, 2009
- [69] Jones, N.: Energy-absorbing effectiveness factor. International Journal of Impact Engineering, Vol. 37, Nr. 6, 2010, S. 754-765
- [70] Hiermaier, S.J.: Structures under crash and impact. 1. Auflage, Berlin: Springer Verlag, 2008
- [71] Sierakowski, R.L.: Strain rate effects in composites. Applied Mechanics Reviews, Vol. 50, Nr. 12, 1997, S. 741-761
- [72] Borsutzki, M.: Hochgeschwindigkeitszugversuche an Stahl. Materials Testing, Vol. 51, Nr. 11-12, 2009, S. 761-766
- [73] Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M.: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. 4. Auflage, Wiesbaden: Springer Vieweg Verlag, 2012
- [74] Zangemeister, C.: Nutzwertanalyse in der Systemtechnik – Eine Methodik zur multidimensionalen Bewertung und Auswahl von Projektalternativen. Dissertation, Technische Universität Berlin, 1970. 4. Auflage, München: Zangemeister & Partner Verlag, 1976
- [75] Grote, K.H.; Feldhusen, J. (Hrsg.): Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau. 22. Auflage, Berlin: Springer Verlag, 2007
- [76] Hornbogen, E.; Werner, E.; Eggeler, G.: Werkstoffe – Aufbau und Eigenschaften. 9. Auflage, Berlin: Springer Verlag, 2008
- [77] Schneider, F.; Jones, N.: Influence of spot-weld failure on crushing of thin-walled structural sections. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 45, Nr. 12, 2003, S. 2061-2081
- [78] Bleck, W.; Frehn, A.; Larour, P.; Steinbeck, G.: Untersuchungen zur Ermittlung der Dehnratenabhängigkeit von modernen Karosseriestählen. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 35, Nr. 8, 2004, S. 505-513

- [79] Grässel, O.; Krüger, L.; Frommeyer, G.; Meyer, L.W.: High strength Fe-Mn-(Al, Si) TRIP/TWIP steels development – Properties – Application. *International Journal of Plasticity*, Vol. 16, Nr. 10-11, 2000, S. 1391-1409
- [80] Schröder, T.: Ausgekochter Stahl für das Auto von morgen. *Max Planck Forschung*, Nr. 3, 2004, S. 36-41
- [81] Bouaziz, O.; Allain, S.; Scott, C.P.; Cugy, P.; Barbier, D.: High manganese austenitic twinning induced plasticity steels: A review of the microstructure properties relationships. *Current Opinion in Solid State and Materials Science*, Vol. 15, Nr. 4, 2001, S. 141-168
- [82] Otto, M.: Dichtereduziert, duktil und höchstfest – HSD®-Stahl, umform- und fägetechnische Eigenschaften. 32. EFB-Kolloquium Blechverarbeitung, Bad Boll, Deutschland, 14.-15. Februar, 2012
- [83] Outokumpu Nirosta GmbH.: Outokumpu 4310. Technisches Datenblatt, Januar 2015
- [84] DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Beuth Verlag, Berlin, Dezember 2009
- [85] DIN EN ISO 26203-2: Metallische Werkstoffe – Zugversuch bei hohen Dehngeschwindigkeiten – Teil 2: Servohydraulische und andere Systeme. Beuth Verlag, Berlin, Januar 2012
- [86] Rusinek, A.; Klepaczko, J.R.: Experiments on heat generated during plastic deformation and stored energy for TRIP steels. *Materials and Design*, Vol. 30, Nr. 1, 2009, S. 35-48
- [87] Rodríguez-Martínez, J.A.; Pesci, R.; Rusinek, A.; Arias, A.; Zaera, R.; Pedroche, D.A.: Thermo-mechanical behavior of TRIP 1000 steel sheets subjected to low velocity perforation by conical projectiles at different temperatures. *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 47, Nr. 9, 2010, S. 1268-1284
- [88] Nemat-Nasser, S.; Guo, W.G.; Nesterenko, V.F.; Indrakanti, S.S.; Gu, Y.B.: Dynamic response of conventional and hot isostatically pressed Ti-6Al-4V alloys: Experiments and modeling. *Mechanics of Materials*, Vol. 33, Nr. 8, 2001, 425-439
- [89] Khan, A.S.; Shaojuan, Y.: Deformation induced anisotropic response of Ti-6Al-4V alloy. Part I: Experiments. *International Journal of Plasticity*, Vol. 38, 2012, S. 1-13
- [90] Johnson, G.R.; Cook, W.H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. 7<sup>th</sup> International Symposium on Ballistics, Den Haag, Niederlande, 1983. S. 541-547

- [91] Rodríguez-Martínez, J.A.; Rusinek, A.; Arias, A.; Dossou, E.: On the perforation process of 2024-T3 aluminium sheets subjected to low impact velocity: Effects of friction condition and initial temperature. 9<sup>th</sup> International Conference on the Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading (DYMAT 2009), Brüssel, Belgien, 7.-11. September, 2009, S. 319-324
- [92] Rodríguez-Martínez, J.A.; Rusinek, A.; Arias, A.: Thermo-viscoplastic behaviour of 2024-T3 aluminium sheets subjected to low velocity perforation at different temperatures. *Thin-Walled Structures*, Vol. 49, Nr. 7, 2011, S. 819-832
- [93] Dominghaus, H.; Elsner, P. (Hrsg.); Eyerer, P. (Hrsg.); Hirth, T. (Hrsg.): *Kunststoffe – Eigenschaften und Anwendungen*. 7. Auflage, Berlin: Springer Verlag, 2008
- [94] DIN EN ISO 527-2: *Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen*. Beuth Verlag, Berlin, Juni 2012
- [95] DIN EN ISO 291: *Kunststoffe – Normalklimate für Konditionierung und Prüfung*. Beuth Verlag, Berlin, August 2008
- [96] Schmeer, S.: *Experimentelle und simulative Analysen von induktionsgeschweißten Hybridverbindungen*. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2009
- [97] Bonnet, M.: *Kunststoffe in der Ingenieur Anwendung*. 1. Auflage, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2009
- [98] Naik, N.K.: *Woven fabric composites*. Lancaster: Technomic Publishing Company, Inc., 1994
- [99] Gliesche, K.; Hübner, T.; Orawetz, H.: Investigation of in-plane shear properties of  $\pm 45^\circ$ -carbon/epoxy composites using tensile testing and optical deformation analysis. *Composites Science and Technology*, Vol. 65, Nr. 2, 2005, S. 163-171
- [100] Pandita, S.D.; Huysmans, G.; Wevers, M.; Verpoest, I.: Tensile fatigue behaviour of glass plain-weave fabric composites in on- and off-axis directions. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 32, Nr. 10, 2001, S. 1533-1539
- [101] Heimbs, S.; Schmeer, S.; Middendorf, P.; Maier, M.: Strain rate effects in phenolic composites and phenolic-impregnated honeycomb structures. *Composite Science and Technology*, Vol. 67, Nr. 13, 2007, S. 2827-2837
- [102] Gowtham, H.L.; Pothnis, J.R.; Ravikumar, G.; Naik, N.K.: High strain rate in-plane shear behavior of composites. *Polymer Testing*, Vol. 32, Nr. 8, 2013, S. 1334-1341

- [103] Foroutan R.; Nemes, J.; Ghiasi, H. Hubert, P.: Experimental investigation of high strain-rate behavior of fabric composites. *Composite Structures*, Vol. 106, 2013, S. 264-269
- [104] DIN EN 6031: Luft- und Raumfahrt – Faserverstärkte Kunststoffe – Prüfverfahren – Bestimmung der Schubeigenschaften ( $\pm 45^\circ$ -Zugversuch). Beuth Verlag, Berlin, August 2014
- [105] Hexcel Corporation: HexFlow<sup>®</sup> RTM 6 – 180 °C epoxy system for Resin Transfer Moulding monocomponent system. Technisches Datenblatt, ITA 065f, Dezember 2014
- [106] Cytec Industries Inc.: PRISM<sup>™</sup> EP 2400 Resin System. Technisches Datenblatt, AECM-00012, Version 02, März 2012
- [107] R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH: Epoxidharz L 20 – Laminierharz für den Flugzeugbau. Technisches Datenblatt, Juni 2010
- [108] Pickett, A.K.; Fouinneteau, M.R.C.: Material characterisation and calibration of a meso-mechanical damage model for braid reinforced composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 37, Nr. 2, 2006, S. 368-377
- [109] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. 2. Auflage, Berlin: Springer Verlag, 2007
- [110] Spierings, A.B.; Stämpfli, R.: Methodology for the development of an energy absorber: Application to worker security ropes. *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 32, Nr. 9, 2006, S. 1370-1383
- [111] Kong, W.; Tiwari, C.; Hagon, M.J.; Bakis, C.E.; Smith, E.C.; Yukish, M.A.: Innovative energy absorbing mounting systems for high mass rotorcraft payloads. Technischer Bericht, Pennsylvania State University, Dezember 2008
- [112] Galuszynski, S.: 31-some aspects of the mechanism of seam slippage in woven fabrics. *The Journal of The Textile Institute*, Vol. 76, Nr. 6, 1985, S. 425-433
- [113] Netz, J.; Hannemann, B.; Schmeer, S.: Micro-leveled modeling of structural stitched FRP joints as energy absorbing rupture points. Veröffentlichung in Vorbereitung
- [114] Güth & Wolf GmbH: Dyneema<sup>®</sup>-Gurt – 70462/25,00 mm Fb 000 V01. Technisches Datenblatt, Januar 2015
- [115] Amann & Söhne GmbH & Co. KG: Xtreme-tech with Dyneema<sup>®</sup>. Technisches Datenblatt, 2009
- [116] ASTM D 6193: Standard practice for stitches and seams. ASTM International, West Conshohocken, 1997

- [117] Heimbs, S.; Nogueira, A.C.; Hombergsmeier, E.; May, M.; Wolfrum, J.: Failure behavior of composite T-joints with novel metallic arrow-pin reinforcement. *Composite Structures*, Vol. 110, 2014, S. 16-28
- [118] Heimbs, S.; Duwensee, T.; Nogueira, A.C.; Wolfrum, J.: Hydrodynamic ram analysis of aircraft fuel tank with different composite T-joint designs. 13<sup>th</sup> International Conference on Structures Under Shock and Impact (SUSI 2014), New Forest, UK, 3.-5. Juni, 2014, S. 279-288
- [119] Juergens, M.; Kurtovic, A.; Mertens, T.; Nogueira, A.C.; Lang, H.; Kolb, M.; Strobach, P.; Hombergsmeier, E.; Drechsler, K.: Effect of surface treatment for metallic z-reinforcements on interlaminar fracture toughness of CFRP/CFRP joints. SAMPE Baltimore Conference and Exhibition, Baltimore, USA, 18.-21. Mai, 2015
- [120] Juergens, M.; Nogueira, A.C.; Lang, H.; Hombergsmeier, E.; Drechsler, K.: Influence of an optimized 3d-reinforcement layout on the structural mechanics of co-bonded CFRP joints. 16<sup>th</sup> European Conference on Composite Materials (ECCM16), Sevilla, Spanien, 23.-26. Juni, 2014
- [121] DIN EN 1464: Klebstoffe – Bestimmung des Schälwiderstandes von Klebungen – Rollenschälversuch. Beuth Verlag, Berlin, Juni 2010
- [122] Weiß, L.; Glaser, T.; Hühne, C.; Wiedemann, M.: Characterisation of the sliding friction response of peel-ply textured surfaces. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 63, 2014, S. 123-132
- [123] Weiß, L.; Hühne, C.: Deformation of cylindrical composite structures employing piezo-actuators. 63. Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress (DLRK 2014), Augsburg, Deutschland, 16.-18. September, 2014
- [124] Hannemann, B.: Makrostrukturierte metallische Bauteiloberflächen in Kontakt mit Polymerwerkstoffen. IVW-Bericht 10-042, Studienarbeit, Institut für Verbundwerkstoffe, Technische Universität Kaiserslautern, 2009
- [125] Reali, G.; Stefanini, L.: An important question about rock climbing. *European Journal of Physics*, Vol. 17, Nr. 6, 1996, S. 348-352
- [126] Leask, M.J.M.; Sills, G.C.: Comment on 'An important question about rock climbing' by G Reali und L Stefanini 1996. *European Journal of Physics*, Vol. 18, Nr. 3, 1997, S. 247
- [127] Cherkaev, A.; Slepyan, L.: Waiting element structures and stability under extension. *International Journal of Damage Mechanics*, Vol. 4, Nr. 1, 1995, S. 58-82
- [128] Whitman, Z.; La Saponara, V.; Adams, D.O.; Leelavanichkul, S.; Cherkaev, A.; Cherkaev, E.; Vinogradov, V.: Improvement in energy absorption through use of bistable structures. International SAMPE Symposium and Exhibition 2005, Long Beach, USA, 1.-5. Mai, 2005

- [129] Whitman, Z.; La Saponara, V.: Bistable structures for energy absorption – I. Metallic structures under tension. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, Vol. 2, Nr. 2, 2007, S. 347-358
- [130] Whitman, Z.; La Saponara, V.: Bistable structures for energy absorption – II. Composite structures under tension. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, Vol. 2, Nr. 2, 2007, S. 359-376
- [131] Winkelmann, C.; Kim, S.S.; La Saponara, V.: Design and development of hybrid composite bistable structures for energy absorption under quasi-static tensile loading. *Composite Structures*, Vol. 93, Nr. 1, 2010, S. 171-178
- [132] Arronche, L.; Martínez, I.; La Saponara, V.; Ledesma, E.: Finite element modeling and experimental characterization of enhanced hybrid composite structures for improved crashworthiness. *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. 80, Nr. 5, 2013, S. 050902-1-9
- [133] Desjardins, S.P.: The evolution of energy absorption systems for crashworthy helicopter seats. 59<sup>th</sup> Annual Forum of American Helicopter Society (AHS), Phoenix, USA, 6.-8. Mai, 2003
- [134] Schröder, J.: Simulation und Optimierung des Crash-Verhaltens der Kabinenausstattung eines Flugzeugs (CRASH EFFECTS). Förderprojekt der Freien und Hansestadt Hamburg, Förderkennzeichen HH04A, Airbus Deutschland GmbH, 2002-2004
- [135] Euro Composites S.A.: Aluminiumwaben. Technisches Datenblatt, EC 537-10d, März, 2013
- [136] Evonik Industries: ROHACELL<sup>®</sup> HERO – Polymethacrylimid Schaum. Technisches Datenblatt, Februar 2014
- [137] Evonik Industries: ROHACELL<sup>®</sup> WF – Polymethacrylimid Schaum. Technisches Datenblatt, Januar 2011
- [138] Bakis, C.E.; Smith, E.C.; Tiwari, C.; Henry, T.C.: Innovative energy absorbing composite materials for crashworthy structures. Technischer Bericht, ONR Förderkennzeichen N00014-09-1-0990, 2010
- [139] Tirwari, C.: Innovative energy absorbing and load limiting device based on composite tubes. Masterarbeit, Pennsylvania State University, Dezember 2009
- [140] Pimenta, S.; Robinson, P.: Wavy-ply sandwich with composite skins and crushable core for ductility and energy absorption. *Composite Structures*, Vol. 116, 2014, S. 364-376
- [141] Extra, W.: Mechanische Absorptionsvorrichtung. Patent, DE 19926085 A1, 2000

- [142] Lützenburger, M.; Johnson, A.: Helisafe D33-2a – Development of a composite seat absorber element. Technischer Bericht, Deutsches Zentrum für Luft und Raumfahrt (DLR), 2002
- [143] Olschinka, C.; Schumacher, A.: Dynamic simulation of flight passenger seats. 5. LS-DYNA Anwenderforum, Ulm, Deutschland, 12.-13. Oktober, 2006, S. 41-58
- [144] Olschinka, C.; Schumacher, A.: Flight passenger seats – Research on crash load cases. Mobiles – Fachzeitschrift für Konstrukteure, Vol. 32, 2006, S. 62-64
- [145] Feser, T.; Waimer, M.: Numerische Simulation von progressivem Lochleitungsversagen an Bolzenverbindungen von CFK-Strukturen. Deutsche SIMULIA Konferenz, Dresden, Deutschland, 25.-26. September, 2014
- [146] Thornton, P.H.: The crush behavior of glass fiber reinforced plastic sections. Composites Science and Technology, Vol. 27, Nr. 3, 1986, S. 199-223
- [147] Garner, D.M.; Adams, D.O.: Test methods for composites crashworthiness: A review. Journal of Advanced Materials, Vol. 40, Nr. 4, 2008, S. 5-26
- [148] Kim, J.S.; Yoon, H.J.; Lee, H.S.; Kwon, T.S.: Energy absorption characterization of composite tubes for railway application. 17<sup>th</sup> International Conference on Composite Materials (ICCM17), Edinburgh, Schottland, 27.-31. Juli, 2009
- [149] Heimbs, S.: Sandwichstrukturen mit Wabenkern: Experimentelle und numerische Analyse des Schädigungsverhaltens unter statischer und kurzzeitdynamischer Belastung. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2008
- [150] AIMS05-10-002: Fiber reinforced (woven) thermosetting preimpregnated materials for aircraft parts (e.g. interior) subject to FST-requirements – Thermosetting systems – Glass (E-glass fiber; 296 g/m<sup>2</sup>; 8 shaft satin) – Resin mass content 53% – Material specification. Airbus S.A.S. Engineering Directorate, Nr. 5, November 2012
- [151] Schmeer, S.; Steeg, M.; Maier, M.; Mitschang, P.: Metal fibre reinforced composite – Potentialities and tasks. Advanced Composite Letters, Vol. 18, Nr. 2, 2009, S. 45-52
- [152] Voll, N.: Experimentelle Untersuchung, Simulation und Materialmodellierung von edelstahltextilverstärktem Langfaserthermoplasten. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2010
- [153] Breuer, U.P.; Schmeer, S.; Eberth, U.: Carbon and metal fibre reinforced airframe structures – A new approach to composite multifunctionality. 62. Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress (DLRK), Stuttgart, Deutschland, 2013



- [154] Eiamnipon, N.; Nimdum, P.; Renard, J.; Kolutawong, C.: Experimental investigation on high strain rate tensile behaviors of steel cord-rubber composite. *Composite Structures*, Vol. 99, 2013, S. 1-7
- [155] Callens, M.G.; Gorbatiikh, L.; Verpoest, I.: Tensile behaviour of ductile steel fibre/epoxy composites. 15<sup>th</sup> European Conference on Composite Materials (ECCM15), Venedig, Italien, 24.-28. Juni, 2012
- [156] Callens, M.G.; Gorbatiikh, L.; Verpoest, I.: Tensile behaviour of ductile steel fibre/epoxy and steel fibre/polyamide composites. 10<sup>th</sup> International Conference on Durability of Composite Systems (DURACOSYS 2012), Brüssel, Belgien, 17.-19. September, 2012
- [157] Callens, M.G.; Gorbatiikh, L.; Bertels, E.; Goderis, B.; Smet, M.; Verpoest, I.: Ductile steel fiber/epoxy composites with modified adhesion. 19<sup>th</sup> International Conference on Composite Materials (ICCM19), Montreal, Kanada, 28. Juli - 2. August, 2013
- [158] Callens, M.G.; De Cuyper, P.; Swolfs, Y.; Gorbatiikh, L.; Verpoest, I.: Hybridization of ductile steel fibre and self-reinforced composites. 9<sup>th</sup> International Conference on Composites Science and Technology (ICCST-9), Sorrento, Italien, 24.-26. April, 2013
- [159] Callens, M.G.; De Cuyper, P.; Gorbatiikh, L.; Verpoest, I.: Ductile steel fibre/polypropylene composites – Influence of fibre architecture on the tension behaviour. IV ECCOMAS Thematic Conference on the Mechanical Response of Composites, S. Miguel, Portugal, 25.-27. September, 2013
- [160] Callens, M.G.; Gorbatiikh, L.; Verpoest, I.: Ductile steel fibre composites with brittle and ductile matrices. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 61, 2014, S. 235-244
- [161] Euro Composites S.A.: Mechanical Properties of ECK Honeycomb. Technisches Datenblatt, EC 536-29e, Januar 2010
- [162] Schütz GmbH: CORMASTER N636. Technisches Datenblatt, August 2006
- [163] Hamada, H.; Coppola, J.C.; Hull, D.; Maekawa, Z.; Sato, H.: Comparison of energy absorption of carbon/epoxy and carbon/PEEK composite tubes. *Composites*, Vol. 23, Nr. 4, 1992, S. 245-252
- [164] Ramakrishna, S.; Hamada, H.; Maekawa, Z.; Sato, H.: Energy absorption behavior of carbon-fiber-reinforced thermoplastic composite tubes. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, Vol. 8, Nr. 3, 1995, S. 323-344
- [165] Hamada, H.; Ramakrishna, S.; Sato, H.: Effect of fiber orientation on the energy absorption capability of carbon fiber/PEEK composite tubes. *Journal of Composite Materials*, Vol. 30, Nr. 8, 1996, S. 947-963

- [166] Hamada, H.; Ramakrishna, S.: Effect of fiber material on the energy absorption behavior of thermoplastic composite tubes. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, Vol. 9, Nr. 3, 1996, S. 259-279
- [167] Sato, H.; Hirakawa, H. Maekawa, Z.; Hamada, H.; Nakamura, M.; Hull, D.: Comparison of energy absorption among carbon/thermoplastic tubes. 38<sup>th</sup> International SAMPE Symposium, Science of Advanced Materials and Process Engineering Series, Vol. 38, 10.-13. Mai, 1993, S. 952-966
- [168] Thornton, P.H.; Harwood, J.J.; Beardmore, P.: Fiber-reinforced plastic composites for energy absorption purposes. *Composites Science and Technology*, Vol. 24, Nr. 4, 1985, S. 275-298
- [169] Kindervater, C.M.: Energy absorption of composites as an aspect of aircraft structural crash resistance. 4<sup>th</sup> European Conference on Composite Materials (ECCM4), Developments in the Science and Technology of Composite Materials, Stuttgart, Deutschland, 25.-28. September, 1990, S. 643-651
- [170] Hull, D.: Energy absorption of composite materials under crash conditions. 4<sup>th</sup> International Conference on Composite Materials (ICCM4), Progress in Science and Engineering of Composites, Tokyo, Japan, 25.-28. Oktober, 1982, S. 861-870
- [171] Schmueser, D.W.; Wickliffe, L.E.: Impact energy absorption of continuous fiber composite tubes. *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 109, Nr. 1, 1987, S. 72-77
- [172] Thornton, P.H.; Jeryan, R.A.: Crash energy management in composite automotive structures. *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 7, Nr. 2, 1988, S. 167-180
- [173] Mamalis, A.G.; Yuan, Y.B.; Viegelaun, G.L.: Collapse of thin-wall composite sections subjected to high speed axial loading. *International Journal of Vehicle Design*, Vol. 13, Nr. 5-6; 1992, S. 564-579
- [174] Ramakrishna, S.: Energy absorption characteristics of knitted fabric reinforced epoxy composite tubes. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 14, Nr. 10, 1995, S. 1121-1141
- [175] Dormegnien, D.; Coutellier, D.; Delsart, D.; Deletombe, E.: Studies of scale effects for crash on laminated structures. *Applied Composite Materials*, Vol. 10, Nr. 1, 2003, S. 49-61
- [176] Grenêche, R.; Ravalard, Y.; Coutellier, D.: A method for crash tests on laminated composite scaled down models. *Applied Composite Materials*, Vol. 12, Nr. 6, 2005, S. 355-368
- [177] Fairfull, A.H.; Hull, D.: Energy absorption of polymer matrix composite structures: Frictional effects. In: Wierzbicki, T.; Jones, N. (Hrsg.): *Structural failure*. New York: John Wiley & Sons Inc., 1989, S. 255-279

- [178] Jacob, G.C.; Starbuck, M.J.; Fellers, J.F.; Simunovic, S.; Boeman, R.G.: Fracture toughness in random-chopped fiber-reinforced composites and their strain rate dependence. *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 100, Nr. 1, 2006, S. 695-701
- [179] Daniel, I.M.; Liber, T.: Testing of fiber composites at high strain rates. 2<sup>nd</sup> International Conference on Composite Materials (ICCM2), Toronto, Kanada, 16.-20. April, 1978, S. 1003-1018
- [180] Daniel, I.M.; Liber, T.: Strain rate effects on the mechanical properties of fiber composites. *Technischer Bericht, NASA CR-135087*, 1976
- [181] Dehn, A.; Maier, M.: Progressives Versagen – Temperatureinfluss auf das Energieabsorptionsverhalten von CFK-Crashelementen. *Kunststoffe*, Vol. 96, Nr. 6, 1999, S. 96-100
- [182] Hamada, H.; Ramakrishna, S.; Nakamura, M; Maekawa, Z.; Hull, D.: Progressive crushing behavior of glass/epoxy composite tubes with different surface treatment. *Composite Interfaces*, Vol. 2, Nr. 2, 1994, S. 127-142
- [183] Fontana, Q.P.V.: Speed and temperature effects in the energy absorption of axially crushed composite tubes. *Dissertation, University of Cambridge*, 1990
- [184] Mamalis, A.G.; Robinson, M.; Manolacos, D.E.; Demosthenous, G.A.; Ioannidis, M.B.; Carruthers, J.: Crashworthy capability of composite material structures. *Composite Structures*, Vol. 37, Nr. 2, 1997, S. 109-134
- [185] Matsunaga, S.; Matsubara, T.; Wang, W.X.; Takao, Y.: Effects of reciprocation number on the friction behaviors of carbon/epoxy for various fiber orientations and high contact pressures. 13<sup>th</sup> International Conference on Composite Materials (ICCM13), Beijing, China, 25.-29. Juni, 2001
- [186] Schön, J.: Coefficient of friction and wear of a carbon fiber epoxy matrix composite. *Wear*, Vol. 257, Nr. 3-4, 2004, S. 395-407
- [187] Pinho, S.T.; Robinson, P.; Iannucci, L.: Fracture toughness of the tensile and compressive fibre failure modes in laminated composites. *Composites Science and Technology*, Vol. 66, Nr. 13, 2006, S. 2069-2079
- [188] DIN EN 6033: Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe – Bestimmung der interlaminaeren Energiefreisetzungsrates, Mode I –  $G_{IC}$ . Beuth Verlag, Berlin, Juli 2013
- [189] DIN EN ISO 14125: Faserverstärkte Kunststoffe – Bestimmung der Biegeeigenschaften. Beuth Verlag, Berlin, Mai 2011
- [190] Guimard, J.M.; Allix, O.; Pechnik, N.; Thevenet, P.: Energetic analysis of fragmentation mechanisms and dynamic delamination modelling in CFRP composites. *Computers & Structures*, Vol. 87, Nr. 15-16, 2009, S. 1022-1032

- [191] Guimard, J.M.; Allix, O.; Pechnik, N.; Thevenet, P.: Statistical energy and failure analysis of CFRP compression behavior using a uniaxial microbuckling model. *Journal of Composite Materials*, Vol. 41, Nr. 23, 2007, S. 2807-2828
- [192] Courant, R.; Friedrichs, K.O.; Lewy, H.: Über die partiellen Differenzialgleichungen der mathematischen Physik. *Mathematische Annalen*, Vol. 100, Nr. 1, 1928, S. 32-74
- [193] Indermuehle, K.; Barnes, G.; Nixon, S.: Simulating composites crush and crash events using Abaqus. 50<sup>th</sup> AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, Palm Springs, USA, 4.-7. Mai, 2009
- [194] Heimbs, S.; Strobl, F.; Middendorf, P.; Gardner, S.; Eddington, B.; Key, J.: Crash simulation of an F1 racing car front impact structure. 7<sup>th</sup> European LS-DYNA Conference, Salzburg, Österreich, 14.-15. Mai, 2009
- [195] Huisman, M.R.S.: Experimental and numerical investigations for the prediction of the crashworthiness of layered quasi-isotropic thermoplastic composites. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2001
- [196] Feindler, N.: Charakterisierungs- und Simulationsmethodik zum Versagensverhalten energieabsorbierender Faserverbundstrukturen. Dissertation, Technische Universität München, 2012
- [197] Mildner, C.: Numerische und experimentelle Untersuchungen des Crashverhaltens von FVK-verstärkten Metallstrukturbauteilen. Dissertation, Technische Universität München, 2013
- [198] David, M.; Johnson, A.F.: Effect of strain rate on the failure mechanisms and energy absorption in polymer composite elements under axial loading. *Composite Structures*, Vol. 122, 2015, S. 430-439
- [199] Bergmann, T.; Heimbs, S.; Tremmel, G.; Maier, M.: Investigation of a composite tensile energy absorption element under static and dynamic loading. 16<sup>th</sup> European Conference on Composite Materials (ECCM16), Sevilla, Spanien, 22.-26. Juni, 2014
- [200] Bergmann, T.; Heimbs, S.; Maier, M.: Experimentelle und numerische Untersuchung eines Energieabsorbers basierend auf dem progressiven Lochleibungsversagen von Faserkunststoffverbunden. 7. Freiburg Workshop zum Werkstoff- und Strukturverhalten bei Crashvorgängen (crashMAT 2015), Freiburg, Deutschland, 21.-22. April, 2015
- [201] Pinho, S.T.; Camanho, P.P.; De Moura, M.F.: Numerical simulation of the crushing process of composite materials. *International Journal of Crashworthiness*, Vol. 9, Nr. 3, 2004, S. 263-276

- [202] Guillon, D.; Rivallant, S.; Barrau, J.J.; Petiot, C.; Thevenet, P.; Malherbe, B.: Experimental and numerical study of the splaying mode crush of CFRP laminates. 17<sup>th</sup> International Conference on Composite Materials (ICCM17), Edinburgh, Schottland, 27.-31. Juli, 2009
- [203] McGregor, C.; Vaziri, R.; Xiao, X.: Finite element modelling of the progressive crushing of braided composite tubes under axial impact. International Journal of Impact Engineering, Vol. 37, Nr. 6, 2010, S. 662-672
- [204] Dassault Systèmes: VUMAT for fabric reinforced composites. Online Dokument, QA00000008519, 2008, URL: <https://www.3ds.com/support/knowledge-base/>
- [205] Sokolinsky, V.S.; Indermuehle, K.C.; Hurtado, J.A.: Numerical simulation of the crushing process of a corrugated plate. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 42, Nr. 9, 2011, S. 1119-1126
- [206] Ladevèze, P.; LeDantec, E.: Damage modelling of the elementary ply for laminated composites. Composites Science and Technology, Vol. 43, Nr. 3, 1992, S. 257-267
- [207] Dassault Systèmes: Abaqus Documentation. Version 6.14, 2014
- [208] Benzeggagh, M.L.; Kenane, M.: Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus. Composites Science and Technology, Vol. 56, Nr. 4, 1996, S. 439-449
- [209] WL 8.3509: Luft- und Raumfahrt – Kohlenstofffasern – Gewebe aus Kohlenstofffilamentgarn – Leinwand 1/1, 204 g/m<sup>2</sup>, Beuth Verlag, Berlin, September 1993
- [210] Toho Tenax Europe GmbH: Tenax<sup>®</sup> HTA40 – Delivery programme and characteristics for Tenax<sup>®</sup> HTA filament yarn. Technisches Datenblatt, April 2011
- [211] DIN EN ISO 527-4: Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbunde. Beuth Verlag, Berlin, Juli 1997
- [212] AITM1-0008: Fibre Reinforced Plastics – Determination of plain, open hole and filled hole compression strength. Airbus S.A.S. Engineering Directorate, Nr. 7, Dezember 2012
- [213] Carvelli, V.; Poggi, C.: A homogenization procedure for the numerical analysis of woven fabric composites. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 32, Nr. 10, 2001, S. 1425-1432
- [214] Harris, B.: Engineering composite materials. 2. Auflage, London: The Institute of Materials, 1999

- [215] Johnson, A.F.; Simon, J.: Modelling fabric reinforced composites under impact loads. EUROMECH 400 Colloquium: Impact and Damage Tolerance of Composite Materials and Structures, London, UK, 26.-29. September, 1999
- [216] ASTM E 399: Standard test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials. ASTM Internationals, West Conshohocken, 1997
- [217] DIN EN 6034: Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe – Bestimmung der interlaminaren Energiefreisetzungsrates, Mode II –  $G_{IIC}$ . Beuth Verlag, Berlin, Juli 2013
- [218] ASTM D 6671: Standard test method for mixed mode I-mode II interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber reinforced polymer matrix composites. ASTM International, West Conshohocken, 2006
- [219] Dassault Systèmes: Selecting material parameters in Abaqus for cohesive elements defined in terms of traction-separation. Online Dokument, QA00000008540, 2008, URL: <https://www.3ds.com/support/knowledge-base/>
- [220] Diehl, T.: On using a penalty-based cohesive-zone finite element approach, Part I: Elastic solution benchmarks. International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol. 28, Nr. 4-5, 2008, S. 237-255
- [221] Bautz, B.; Bergmann, T.; Heimbs, S.: Integration of tension crash absorber in a CFRP-fuselage of next generation. IVW Colloquium 2015, Kaiserslautern, Deutschland, 11.-12. Juni, 2015

## Liste betreuter Studien- und Abschlussarbeiten

- [DA-1] Tremmel, G.: Experimentelle und numerische Untersuchung eines Zug-Energieabsorbers aus Faserkunststoffverbunden. Diplomarbeit, Hochschule München, Januar 2014
- [DA-2] Hammer, A.: Numerische Untersuchung des Crashverhaltens von Flugzeug-rumpfstrukturen aus Faserkunststoffverbunden. Diplomarbeit, Hochschule München, August 2014
- [DA-3] Wagner, T.: FE modelling of fastened joints for crash simulations of composite aircraft structures. Masterarbeit, Delft University of Technology, Januar 2016

## Eigene Veröffentlichungen und Patente

- [V-1] Bergmann, T.; Heimbs, S.; Tremmel, G.; Maier, M.: Investigation of a composite tensile energy absorption element under static and dynamic loading. 16<sup>th</sup> European Conference on Composite Materials (ECCM16), Sevilla, Spanien, 23.-26. Juni, 2014
- [V-2] Bergmann, T.; Heimbs, S.; Bautz, B.; Maier, M.: Development of a tensile energy absorber for crash loaded aircraft fuselage structures. DLR Structures and Design Colloquium 2014: 'Soaking up Joules – Shock and Impulse Absorbing Designs and Structures in Aeronautics', Stuttgart, Deutschland, 8. Juli, 2014
- [V-3] Heimbs, S.; Bergmann, T.: Bearing mode absorber – On the energy absorption capability of pulling a bolt through a composite or sandwich plate. International Symposium on Dynamic Response and Failure of Composite Materials (DraF 2014), Ischia, Italien, 15.-17. September, 2014
- [V-4] Heimbs, S.; Bergmann, T.: Bearing mode absorber – On the energy absorption capability of pulling a bolt through a composite or sandwich plate. Procedia Engineering, Vol. 88, 2014, S. 149-156
- [V-5] Bergmann, T.; Heimbs, S.; Maier, M.: Mechanical properties and energy absorption of woven fabric composites under  $\pm 45^\circ$  off-axis tensile loading. Composite Structures, Vol. 125, 2015, S. 362-373
- [V-6] Bergmann, T.; Heimbs, S.; Maier, M.: Experimentelle und numerische Untersuchung eines Energieabsorbers basierend auf dem progressiven Lochleibungsversagen von Faserkunststoffverbunden. 7. Freiburg Workshop zum Werkstoff- und Strukturverhalten bei Crashvorgängen (crashMAT 2015), Freiburg, Deutschland, 21.-22. April, 2015
- [V-7] Bautz, B.; Bergmann, T.; Heimbs, S.: Integration of tension crash absorber in a CFRP-fuselage of next generation. IVW Colloquium 2015, Kaiserslautern, Deutschland, 11.-12. Juni, 2015
- [V-8] Bautz, B.; Bergmann, T.; Heimbs, S.; Margull, L.; Schatrow, P.; Siemetzki, M.; Waimer, M.: Flugzeugrumpf / Aircraft fuselage. Patentanmeldung, DE 102013113396 A1 / EP 2881318 A1 / US 20150151828 A1, 2013
- [V-9] Bautz, B.; Bergmann, T.; Breu, C.; Havar, T.; Heimbs, S.; Schmeer, S.: Zugabsorber sowie Leichtbaustruktur / Tensile energy absorber and lightweight structure. Patentanmeldung, EP 2886905 A1, 2013