

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN
Lehrstuhl für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik am
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*)

**Remote-Laserstrahltrennen von
kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff**

Johannes Wolfgang Stock

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

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Prof. Dr.-Ing. Johannes Fottner

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh
2. Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler

Die Dissertation wurde am 10.01.2017 bei der Technischen Universität München
eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 03.04.2017 ange-
nommen.

Johannes Stock

**Remote-Laserstrahl trennen von
kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff**



Herbert Utz Verlag · München

Forschungsberichte IWB

Band 330

Zugl.: Diss., München, Techn. Univ., 2017

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek: Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Dieses Werk ist urheberrechtlich geschützt.
Die dadurch begründeten Rechte, insbesondere die der Übersetzung, des Nachdrucks, der Entnahme von Abbildungen, der Wiedergabe auf fotomechanischem oder ähnlichem Wege und der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen bleiben – auch bei nur auszugsweiser Verwendung – vorbehalten.

Copyright © Herbert Utz Verlag GmbH · 2017

ISBN 978-3-8316-4662-3

Printed in Germany
Herbert Utz Verlag GmbH, München
089-277791-00 · www.utzverlag.de

Geleitwort der Herausgeber

Die Produktionstechnik ist für die Weiterentwicklung unserer Industriegesellschaft von zentraler Bedeutung, denn die Leistungsfähigkeit eines Industriebetriebes hängt entscheidend von den eingesetzten Produktionsmitteln, den angewandten Produktionsverfahren und der eingeführten Produktionsorganisation ab. Erst das optimale Zusammenspiel von Mensch, Organisation und Technik erlaubt es, alle Potentiale für den Unternehmenserfolg auszuschöpfen.

Um in dem Spannungsfeld Komplexität, Kosten, Zeit und Qualität bestehen zu können, müssen Produktionsstrukturen ständig neu überdacht und weiterentwickelt werden. Dabei ist es notwendig, die Komplexität von Produkten, Produktionsabläufen und -systemen einerseits zu verringern und andererseits besser zu beherrschen.

Ziel der Forschungsarbeiten des *iwb* ist die ständige Verbesserung von Produktentwicklungs- und Planungssystemen, von Herstellverfahren sowie von Produktionsanlagen. Betriebsorganisation, Produktions- und Arbeitsstrukturen sowie Systeme zur Auftragsabwicklung werden unter besonderer Berücksichtigung mitarbeiterorientierter Anforderungen entwickelt. Die dabei notwendige Steigerung des Automatisierungsgrades darf jedoch nicht zu einer Verfestigung arbeitsteiliger Strukturen führen. Fragen der optimalen Einbindung des Menschen in den Produktentstehungsprozess spielen deshalb eine sehr wichtige Rolle.

Die im Rahmen dieser Buchreihe erscheinenden Bände stammen thematisch aus den Forschungsbereichen des *iwb*. Diese reichen von der Entwicklung von Produktionssystemen über deren Planung bis hin zu den eingesetzten Technologien in den Bereichen Fertigung und Montage. Steuerung und Betrieb von Produktionssystemen, Qualitätssicherung, Verfügbarkeit und Autonomie sind Querschnittsthemen hierfür. In den *iwb* Forschungsberichten werden neue Ergebnisse und Erkenntnisse aus der praxisnahen Forschung des *iwb* veröffentlicht. Diese Buchreihe soll dazu beitragen, den Wissenstransfer zwischen dem Hochschulbereich und dem Anwender in der Praxis zu verbessern.

Gunther Reinhart

Michael Zäh

*Auch der vernünftigste Mensch bedarf
von Zeit zu Zeit wieder der Natur, das
heißt seiner unlogischen Grundstellung
zu allen Dingen.*

FRIEDRICH WILHELM NIETZSCHE
Menschliches, Allzumenschliches
Ein Buch für freie Geister

Vorwort

Über die fünf Jahre der Entstehung dieser Dissertation am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München haben mich viele Menschen begleitet, denen ich an dieser Stelle aufrichtig danken möchte:

Mein Interesse für die wissenschaftliche Tätigkeit weckte Herr Dr. Michael Heinz, dem ich freundschaftlich sehr verbunden bin. Besonderer Dank gilt meinem Doktorvater, Herrn Professor Michael F. Zäh, der mich durch eine gute Mischung aus Freiraum und Anspruch förderte. Ich danke allen Kolleginnen und Kollegen für die ertragreiche Zusammenarbeit, allen voran meinem Bürokollegen Thomas Knoche. In spannenden Gesprächen mit meinem Mentor, Herrn Dr. Andreas Wendt, gewann ich in den letzten Jahren sehr lehrreiche berufliche Einblicke. Die Studierenden, die mich begleitet haben, bereichertene meine Arbeit mit viel Kreativität und hohem Einsatz. Auf der Zielgeraden der Ausarbeitung fand ich bei Herrn Professor Gerry Byrne am University College Dublin ein hervorragendes Umfeld, um die letzten Inhalte dieser Arbeit zu durchdenken. Meinen großartigen „Patenkindern“ Patrick Schmitz und André Heckert danke ich für die konzentrierte fachliche Durchsicht. Das sprachliche Lektorat war bei meinem Sandkastenfreund Bastian Priemer in besten Händen, dessen Zuspruch mich jedes Mal aufs Neue motivieren konnte.

Von ganzem Herzen danke ich meiner Familie, insbesondere meinem Vater Johann († 1993), der meinen Weg ins Studium vorbereitete, meinem Bruder Bernhard für seinen unabhängigen Rat und meiner Mutter Maria, die mein größtes Vorbild bleibt.

Inhalt

Abkürzungsverzeichnis	IX
Verzeichnis der Formelzeichen	XI
1 Einleitung	1
1.1 Konturbeschnitt von Strukturbauteilen	1
1.2 Allgemeine Zielsetzung und Aufbau der Arbeit	2
2 Grundlagen	5
2.1 Allgemeines	5
2.2 Werkstoffaufbau und Bauteilherstellung	5
2.2.1 Allgemeine Eigenschaften und Einsatzbereiche	6
2.2.2 Duroplastisches Epoxidharz als Matrix	7
2.2.3 Kohlenstofffasern	11
2.2.4 Faserhalbzeuge	16
2.2.5 Verfahren zur Bauteilherstellung	19
2.2.6 Beschnitt der Bauteil-Außenkontur	21
2.3 Physikalische Eigenschaften von Faserverbundkunststoffen	22
2.3.1 Berechnung von Kennwerten mittels Mischungsregeln .	22
2.3.2 Wärmeleitung in Feststoffen	23
2.3.3 Elastizitätsgesetz einer unidirektional verstärkten Schicht	24
2.3.4 Effekte der Spannungserhöhung im Verbundbauteil .	26
2.3.5 Versagensmechanismen	30
2.4 Trennen mit Laserstrahlung	38
2.4.1 Charakterisierung von Laserstrahlung	38
2.4.2 Gasgeführtes Laserstrahltrennen	43
2.4.3 Remote-Laserstrahltrennen	45
2.4.4 Phasen der Technologieentwicklung	48
2.5 Wissenschaftliche Methoden	49

2.5.1	Analytisch rechenbare Modelle	49
2.5.2	Numerische Simulation	50
2.5.3	Statistische Versuchsplanung	50
2.6	Prüfverfahren zur Zielgrößenbestimmung	52
2.6.1	Werkstoffmikroskopie	53
2.6.2	Thermogravimetrie mit Emissionsgasanalyse	55
2.6.3	Festigkeitsprüfung von Faser-Kunststoff-Verbunden	56
2.6.4	Zerstörungsfreie Prüfung mittels Ultraschall	58
2.7	Zusammenfassung	58
3	Stand der Forschung	61
3.1	Allgemeines	61
3.2	Industriell eingesetzte Beschnittprozesse	61
3.2.1	Fräsen	61
3.2.2	Abrasives Wasserstrahlschneiden	62
3.3	Arbeiten zum Laserstrahl trennen	63
3.3.1	Sublimationsschneiden mit Festoptiken	63
3.3.2	Remote-Abtragsschneiden mit Scanneroptiken	65
3.3.3	Trennen mit gepulster Laserstrahlung	66
3.3.4	Festigkeitsbewertung von Schnittkanten	67
3.3.5	Untersuchung der Prozessemissionen	67
3.4	Verfügbare Prozessmodelle	68
3.4.1	Analytische Modelle	69
3.4.2	Numerische Modelle	69
3.5	Zusammenfassung	70
4	Forschungsansatz	73
4.1	Allgemeines	73
4.2	Identifikation des Handlungsbedarfs	73
4.3	Zielsetzung	74
4.4	Vorgehensweise	75
5	Versuchsaufbau und -werkstoffe	79
5.1	Allgemeines	79
5.2	Versuchswerkstoffe	79
5.3	Versuchsaufbau	81

5.4	Beurteilung der Gefährdung durch inhalative Expositionen	85
5.5	Zusammenfassung	87
6	Abtragsverhalten des Werkstoffs	89
6.1	Allgemeines	89
6.2	Thermogravimetrische Analyse	89
6.3	Bestrahlung der einzelnen Werkstoffkomponenten	91
6.4	Quantifizierung von Schnittfehlern	94
6.5	Zusammenfassung	101
7	Strategien der Prozessführung	103
7.1	Allgemeines	103
7.2	Versuchsreihen zur Schnittfugenausbildung	104
7.3	Beschreibungsmodell der Wärmeeinflusszone	113
7.4	Simulation des Wärmeeintrags in das Bauteil	118
7.5	Zusammenfassung	127
8	Strukturelle Eigenschaften der Schnittkante	129
8.1	Allgemeines	129
8.2	Thermische Beeinflussung der Festigkeitswerte	130
8.3	Dynamische Festigkeitsprüfung	134
8.4	Modellierung des Spannungszustandes an kreisrunden Kerben	142
8.5	Identifikation der Versagensmechanismen	152
8.6	Zusammenfassung	158
9	Technologische Bewertung	161
9.1	Allgemeines	161
9.2	Bewertung der Schnittkanten	161
9.3	Produktionstechnische Umsetzung	163
9.4	Zusammenfassung	165
10	Zusammenfassung und Ausblick	167
Literaturverzeichnis		171
Studienarbeitsverzeichnis		186
Anhang		187

Inhalt

A.1	Angaben zur Thermogravimetrie und zur Massenspektrographie	187
A.2	Angaben zu den Kurvenanpassungen	190
A.3	Angaben zum Regressionsmodell der Wärmeeinflusszone	192
A.4	Angaben zur dynamischen Festigkeitsprüfung	195
A.5	Angaben zur thermischen Simulation	197

Abkürzungsverzeichnis

3-D	dreidimensional
ANOVA	Varianzanalyse (engl.: analysis of variance)
ASTM	Internationale Standardisierungsorganisation (ursprünglich engl.: American Society for Testing and Materials)
AWS	abrasives Wasserstrahlschneiden
CEN	Europäisches Komitee für Normung
CF	Kohlenstofffaser (engl.: carbon fibre)
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
cw	kontinuierlich emittierend (engl.: continous wave)
DIN	Deutsches Institut für Normung
E-Modul	Elastizitätsmodul
EP	Epoxidharz
FB	Faserbruch
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GC	Gaschromatograph
HM	High Modulus (deutsch: hoher E-Modul)
HT	High Tenacity (deutsch: hohe Zugfestigkeit)
IR	Infrarot
ISO	Internationale Organisation für Normung
iwb	Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München
Laser	Licht-Verstärkung durch stimulierte Emission von Strahlung (engl.: light amplification by stimulated emission of radiation)
LGA	LGA Immissions- und Arbeitsschutz GmbH
MD	multidirektional
MS	Massenspektrometer
NIR	nahes Infrarot

Abkürzungsverzeichnis

OHT	Lochkerbe unter Zugbeanspruchung (engl. open hole tension)
PAK	polyzkliner aromatischer Kohlenwasserstoff
PAN	Polyacrylnitril
Prepreg	vorimprägniertes Faserhalbzeug
pw	gepulst (engl.: pulsed wave)
RAC	Remote-Abtragsschneiden (engl.: remote ablation cutting)
REM	Rasterelektronenmikroskop
RTM	Resin-Transfer-Moulding (deutsch.: Hochdruck-Harz-Injektionsverfahren)
SM	single mode
TEM	transversale elektromagnetische Mode
tex	Feinheit des Garns, Massenbelegung des Garns in g/km
TGA	thermogravimetrische Analyse
TRGS	Technische Regel für Gefahrstoffe
UD	unidirektional
WEZ	Wärmeeinflusszone
WHO	Weltgesundheitsorganisation
WWZ	Wechselwirkungszone
ZFB	Zwischenfaserbruch

Verzeichnis der Formelzeichen

Zeichen	SI-Einheit	Bedeutung
<i>Lateinische Symbole</i>		
A	m^2	Querschnittsfläche
A'	—	Absorptionsgrad
A_S	m^2	Schnittpaltfläche
$A_{S,i}$	m^2	innere Schnittpaltfläche
A_{WEZ}	m^2	Fläche der Wärmeeinflusszone
$A_{WEZ,i}$	m^2	innere Fläche der Wärmeeinflusszone
b_S	m	mittlere Breite des Schnittgrabens
b_W	m	Breite der Wechselwirkungszone
b_{WEZ}	m	mittlere Breite der Wärmeeinflusszone
$b_{WEZ,i}$	m	mittlere innere Breite der Wärmeeinflusszone
c	—	Modellkonstante
C	kg/m^3	Konzentration
c_p	J/K	spezifische Wärmekapazität
d	m	Durchmesser
d_{86}	m	Durchmesser, welcher 86 Prozent der Strahlleistung einschließt
d_A	m	Apertur
d_p	m	Plattendicke
d_f	m	Fokusdurchmesser
d_L	m	beleuchteter Durchmesser auf der Linse
d_{lf}	m	Durchmesser der Lichtleitfaser
e	—	Bruchdehnung
E	N/mm^2	E-Modul
E_S	J/mm	Streckenenergie einer einzelnen Überfahrt

Verzeichnis der Formelzeichen

Zeichen	SI-Einheit	Bedeutung
$E_{S,ges}$	J/mm	gesamte Streckenenergie
ESS	–	Fehler der Summe der Quadrate
f	m	Brennweite
F	N	Kraft
f_E	–	Anstrengung
FG	–	Anzahl der Freiheitsgrade
f_R	–	Risikofaktor
G	N/m ²	Schubmodul
$G_{\perp\parallel}$	N/m ²	Quer-Parallel-Schubmodul (UD-Faserverbund)
GW	kg/m ³	Arbeitsplatzgrenzwert eines Stoffes in der Luft
h_W	m	Höhe der Wechselwirkungszone
I	W/m ²	Intensität
I_0	W/m ²	Intensität im Mittelpunkt der Fokusebene bzw. maximale Intensität
I_S	–	Stoffindex
k	N/m	Federrate
K_T^∞	–	Spannungskonzentrationsfaktor
L	m	Länge der Schnittkontur im Scanfeld
l_α	m	optische Eindringtiefe
l_{SF}	m	Kantenlänge des Scanfeldes
l_W	m	Arbeitsabstand
l_z	m	Verfahrweg in z-Richtung
m	kg	Masse
M^2	–	Beugungsmaßzahl
m_L	kg/m ²	flächenbezogene Masse eines Textils
MS	–	mittlere Quadratsumme
n	–	Anzahl der Belichtungen
n_f	–	Anzahl der Faktoren
n_m	–	Anzahl der Modellkonstanten
n_z	–	Lastspielzahl
p	–	Signifikanzwert (p-Wert)

Zeichen	SI-Einheit	Bedeutung
P_A	W	absorbierte Leistung
PG	–	Prüfgröße
p_h	Pa	Härtungsdruck
p_k	–	Lastfaktor
P_L	W	nominale Leistung der Laserstrahlung
q	W/m ²	Wärmestromdichte
Q	J	Wärmemenge
\dot{Q}	W	Wärmestrom
QS	–	Quadratsumme
Q_{stat}^2	–	statistisches Vorhersagemaß
r	m	radiale Koordinate
R	m	Radius
R'	–	Reflexionsgrad
R^2	–	Bestimmtheitsmaß
R_{adj}^2	–	adjustiertes Bestimmtheitsmaß
R_m	N/m ²	Zugfestigkeit
RMS	–	Standardabweichung
R_p	N/m ²	Streckgrenze
SPP	m · rad	Strahlparameterprodukt
t	s	Zeit
Δt	s	Zeitschrittweite
T	°C	Temperatur
T'	–	Transmissionsgrad
T_g	°C	Glasübergangstemperatur
t_h	s	Härtungsdauer
T_h	°C	Härtungstemperatur
t_i	m	innere Schnittgrabentiefe
t_k	s	Abkühlzeit
t_{ka}	m	Tiefe des Strahlaustrittskraters
t_{ke}	m	Tiefe des Strahleintrittskraters
t_R	s	Retentionszeit
t_S	m	Schnittgrabentiefe
T_t	°C	Tempertemperatur

Verzeichnis der Formelzeichen

Zeichen	SI-Einheit	Bedeutung
T_z	°C	Zersetzungstemperatur
v_{eff}	m/s	effektive Schnittgeschwindigkeit
v_S	m/s	Bahngeschwindigkeit
w	m	Strahlradius
w_0	m	Strahlradius in der Fokusebene
W_{stat}^2	—	statistische Wiederholbarkeit
x, y, z	m	Raumkoordinate
Y	—	Qualitätsmerkmal
Z	—	Faktor, Eingangsgröße
z_R	m	Rayleighthänge

Griechische Symbole

α	1/K	thermischer Ausdehnungskoeffizient
α'	1/m	optische Eindringtiefe
δ	—	Abweichung
ϵ	—	Dehnung
η_A	—	Einkoppelgrad
θ	°	halber Öffnungswinkel des Laserstrahls im Fernfeld
Θ_f	°	Strahldivergenz des fokussierten Strahls
κ	W/(m · K)	Wärmeleitfähigkeit
λ	m	Wellenlänge
ν	—	Querkontraktionszahl
$\nu_{\parallel \perp}, \nu_{\perp \parallel}$	—	richtungsabhängige Querkontraktionszahl (Der erste Index zeigt die Richtung der Querkontraktion an, der zweite die Orientierung der anliegenden Spannung, sprich: <i>Wirkung vor Ursache.</i>)
π	—	Kreiszahl
ρ	kg/m ³	Dichte
σ_a	N/m ²	Ausschlagsspannung
σ_b	N/m ²	Bruchspannung

Zeichen	SI-Einheit	Bedeutung
$\sigma_{(ij)}$	N/m ²	Spannung (Der erste Index zeigt die Wirkrichtung, der zweite gibt den Normalenvektor der Angriffsebene an.)
σ_m	N/m ²	mittlere Spannung
σ_{\max}	N/m ²	maximale Spannung
σ_{WEZ}	m	Standardabweichung der thermischen Schädigungsbreite
$\tau_{(ij)}$	N/m ²	Schubspannung (Der erste Index zeigt die Versatzrichtung eines äquivalenten Kräftepaars, der zweite gibt die Ausrichtung dieser Kräfte an.)
φ	°	Winkel
φ_F	—	Faservolumenanteil

Indizes

f	—	Gewebelage (engl.: fabric)
F	—	der Faser
i, j	—	Laufindex
M	—	der Matrix
s	—	symmetrischer Lagenaufbau
\perp	—	senkrecht zur Faserlängsrichtung
\parallel	—	in Faserlängsrichtung
$+$	—	unter Belastung auf Zug
$-$	—	unter Belastung auf Druck

1 Einleitung

1.1 Konturbeschnitt von Strukturauteilen

Zur Massenreduktion von tragenden Strukturen kommt neben Leichtmetallen zunehmend kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff (CFK) zum Einsatz. Vor allem die hohe Steifigkeit der Kohlenstofffasern (CF) und deren Anordnung in Hauptspannungsrichtung bieten beim Entwurf von Strukturauteilen hohes Leichtbaupotenzial. Häufig kommen Epoxidharze (EP) als Matrixwerkstoff zur Anwendung, welcher in erster Linie die Aufgabe hat, die Fasern abzustützen. Während die CF in Faserrichtung hohe Zugkräfte übertragen können, nimmt die Matrix alle weiteren Belastungen im Verbund auf. Dazu gehören Druck- und Schubspannungen sowie Zugkräfte quer zur jeweiligen Faserrichtung.

Bei der Herstellung von CFK-Bauteilen werden die CF-Textilien häufig mit EP infiltriert und anschließend ausgehärtet. Es ist bislang nicht möglich, die finale Außenkontur bereits bei der Aushärtung des Werkstoffverbundes zu fertigen. Daher stellt gerade bei flächigen, schalenartigen Bauteilen der Beschnitt der finalen Kontur einen notwendigen Bearbeitungsschritt dar. In der industriellen Fertigung kommen hierfür sowohl die Fräsbearbeitung als auch das Wasserstrahl trennen zum Einsatz (AVK e.V. 2013, S. 509 ff.). Während bei Letzterem Bauteilschädigungen aufgrund von Delaminationen auftreten können, ist beim Fräsen der Werkzeugverschleiß oftmals der Grund für eine ungleichmäßige Kantenqualität. Um ein gleichbleibend fehlerfreies Prozessergebnis zu erhalten, muss das eingesetzte Werkzeug verschleißfrei arbeiten. Hierzu ist der lokale Werkstoffzusammenhalt durch den Eintrag thermischer Energie berührungslos aufzulösen, wobei dies sowohl örtlich fokussiert als auch zeitlich konzentriert erfolgen muss. Nur so können zeitabhängige Wärmeleitungsvorgänge und der Energieeintrag in umliegende Bauteilbereiche zum Großteil umgangen werden, wodurch ein Erreichen der Abtragsschwelle erst möglich wird.

1 Einleitung

Mit dem Prinzip der Licht-Verstärkung durch stimulierte Emission von Strahlung (Laser) können diese Anforderungen erfüllt werden. Inzwischen haben die laserbasierten Fertigungsverfahren einen festen Platz in der industriellen Produktion (POPRAWE 2005, S. V) eingenommen. Mit der Laserstrahlung als berührungslosem Werkzeug ließe sich auch der Konturbeschnitt von CFK verschleißfrei realisieren, jedoch war bislang die thermische Schädigung des Werkstoffs ein limitierender Faktor hierfür (AVK E. V. 2013, S. 524), dessen Auswirkung auf die Bauteilhaltbarkeit bislang noch nicht ausreichend untersucht ist. Die fortschreitende Entwicklung von immer leistungsfähigeren Strahlquellen und -optiken eröffnet neue Möglichkeiten, Schnittkanten von CFK-Bauteilen wirtschaftlich und mit adäquaten mechanischen Eigenschaften herzustellen.

1.2 Allgemeine Zielsetzung und Aufbau der Arbeit

In dieser wissenschaftlichen Auseinandersetzung wird ein Beitrag zum Prozessverständnis beim Konturbeschnitt von CFK-Strukturauteilen in Großserie geleistet. Durch den berührungslosen Abtrag soll der betrachtete Trennprozess ohne Werkzeugverschleiß ablaufen. Dabei ist eine gute Schnittkantenqualität sicherzustellen, die sich in erster Linie durch eine hohe mechanische Belastbarkeit der hergestellten Bauteile auszeichnet. Basierend auf dem Stand der Technik thematisiert diese Arbeit das Remote-Abtragsschneiden (RAC) von CFK, dessen Prozessablauf in Abbildung 1.1 veranschaulicht ist. Die Führung des Laserstrahls entlang der Bearbeitungskontur geschieht dabei durch die Bewegung der Kinematik sowie durch die Auslenkung von Spiegeln in der Scanneroptik, während das abgetragene Material durch partielle Verdampfung des Werkstoffs aus der Schnittfuge getrieben wird.

Die folgenden Ausführungen setzen mit der Beschreibung der für diese Arbeit relevanten Grundlagen in Kapitel 2 ein, wobei neben den wissenschaftlichen Werkzeugen und dem Trennen mittels Laserstrahlung vor allem auf die spezifischen Eigenschaften des Werkstoffs eingegangen wird. Der Stand der Forschung in Kapitel 3 zeigt anschließend, welche wissenschaftlichen Arbeiten zum laserbasierten Trennen von CFK bislang vorliegen. Der bestehende Forschungsbedarf ist anschließend in Kapitel 4 zusammengefasst, woraus sich die

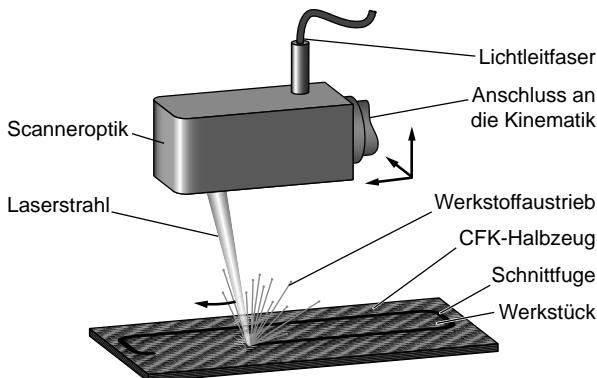


Abbildung 1.1: Schematische Darstellung des Remote-Abtragsschneidens von CFK

detaillierte Zielsetzung ableitet. Um die damit verbundenen Forschungsfragen zu beantworten, wird ein methodisches Vorgehen vorgestellt.

Als Einstieg in die erarbeiteten Forschungsergebnisse erfolgt in Kapitel 5 die Vorstellung der eingesetzten Werkstoffe und die Beschreibungen der Komponenten der Versuchsanlage, was den Wirksamkeitsnachweis der Erfassung von Prozessemissionen voraussetzt. Der inhaltliche Kern der Arbeit ist in drei Themenfelder gegliedert. In Kapitel 6 findet daher die Auseinandersetzung mit dem Werkstoffverhalten beim laserbasierten Abtrag statt. Darauf baut in Kapitel 7 die Untersuchung der Prozesseinflussgrößen auf, wobei Alternativen bei der Prozessführung aufgezeigt werden. Bei Strukturbauten gilt als vorrangiges Qualitätskriterium die mechanische Belastbarkeit. Darauf wird in Kapitel 8 vertieft eingegangen, um sowohl experimentell als auch rechnerisch Rückschlüsse auf die geeignete Wahl der Prozessführung zu ziehen. Folglich schließt sich in Kapitel 9 im Rahmen einer Bewertung die Darstellung des technologischen Potenzials des RAC an. Die Ergebnisse sind abschließend in Kapitel 10 unter der Nennung weitergehender Handlungsfelder zusammengefasst.

2 Grundlagen

2.1 Allgemeines

Das Verständnis der Wechselwirkung zwischen Laserstrahlung und Werkstoff ist durch die Komplexität erschwert, die aus der Beteiligung verschiedener physikalischer Effekte resultiert. Diese lassen sich experimentell im Regelfall nicht isoliert, sondern lediglich überlagert beobachten. Die Beschreibung der Grundlagen für die Ausarbeitung der wissenschaftlichen Ergebnisse ist in diesem Kapitel in folgende Abschnitte eingeteilt:

Zunächst werden die Komponenten des Verbundwerkstoffs behandelt und die Grundlagen zu CFK aufgezeigt. Dabei findet neben der Vorstellung der Herstellungsverfahren für Bauteile die Auseinandersetzung mit den physikalischen Eigenschaften des Werkstoffs statt. Darüber hinaus sind die Grundlagen laserbasierter Trennprozesse zusammengefasst. Zur Beherrschung der Komplexität werden abschließend Methoden der Modellbildung sowie Prüfverfahren zur Ermittlung von Zielgrößen vorgestellt.

2.2 Werkstoffaufbau und Bauteilherstellung

Der heterogene Aufbau und die daraus resultierenden anisotropen Eigenschaften bestimmen die zentralen Herausforderungen beim laserbasierten Trennen von CFK. Daher stellt dieser Abschnitt einen durchgängigen Überblick über die Aspekte des Werkstoffs her, deren Kenntnis für die Erarbeitung der Forschungsergebnisse direkt oder indirekt einfließt. Hierzu erfolgt zunächst die Vorstellung der Verbundkomponenten, wobei die Werkstoffangaben die durchgehende Kennzeichnung F bezogen auf die Fasern bzw. M für die Matrix aufweisen. Im weiteren Schritt sind die textilen Halbzeuge und die Schritte der Bauteilherstellung erläutert. Die Werkstoffeigenschaften entlang der Faserrichtung

weichen stark von den senkrecht dazu ausgeprägten ab. Dieser Sachverhalt ist im Folgenden vereinfachend „längs“ bzw. „quer“ benannt sowie mittels \parallel und \perp indiziert.

2.2.1 Allgemeine Eigenschaften und Einsatzbereiche

Die Werkstoffe aus der Gruppe der CFK gehören der übergeordneten Gruppierung der Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) an. Diese sind derart konstruiert, dass die Kombination der verschiedenen Einzelkomponenten Eigenschaften ergibt, welche jeweils ein Bestandteil allein nicht aufweisen könnte. Dabei herrscht die in Abbildung 2.1 gezeigte eindeutige Aufgabenteilung: Während die hochfesten Fasern in Längsrichtung die auftretenden Zugspannungen aufnehmen, hat die Matrix die Aufgabe, die Fasern in der vorgegebenen Position zu fixieren und zu stützen sowie gegen äußere Einflüsse zu schützen. Dabei nimmt die Matrix vorrangig Druck und Schubspannungen auf. Die Bezeichnung FKV umfasst das Werkstoffspektrum ab einer Faserlänge von mindestens 25 mm bis hin zu pänzise ausgerichteten Endlosfasern. (SCHÜRMANN 2005, S. 13)

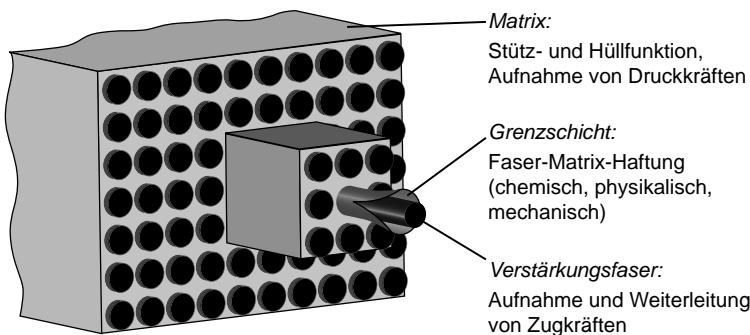


Abbildung 2.1: Aufbau eines Faserverbundwerkstoffes (nach CHERIF 2011, S. 639)

Das Spektrum von CFK-Bauteilen reicht von strukturellen Anwendungen in der Luft- und Raumfahrttechnik über den zunehmenden Einsatz im Automobil-Strukturleichtbau bis hin zu Rotorblättern in der Windkraftindustrie. Ferner

ist der Werkstoff zur Herstellung hochbelastbarer Sportgeräte geeignet, während in der Medizintechnik neben der Steifigkeit auch die Durchlässigkeit für Röntgenstrahlung zum Tragen kommt. (JÄGER & HAUKE 2010, S. 44 ff.)

Daher fassen JÄGER & HAUKE (2010, S. 44) im Allgemeinen folgende Eigenschaften von CFK zusammen:

- hohe massenspezifische Festigkeit, Zähigkeit und Steifigkeit
- geringe thermische Ausdehnung
- gutes Dämpfungsverhalten
- Biokompatibilität
- Durchlässigkeit für Röntgenstrahlung
- hohe Ermüdungsfestigkeit
- hohe chemische Beständigkeit

In dieser Arbeit wird ausschließlich der Verbund aus CF und dem duroplastischen EP, genannt CFK, betrachtet. Zur differenzierten Darstellung der physikalischen Eigenschaften der beiden Komponenten werden diese im Folgenden zunächst getrennt behandelt. Da im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht der Werkstoff an sich, sondern das laserbasierte Trennverfahren fokussiert wird, sind vor allem jene physikalischen Eigenschaften Gegenstand der Diskussion, welche beim thermischen Abtrag eine Rolle spielen, und solche, die durch den Beschnitt beeinflusst werden können.

2.2.2 Duroplastisches Epoxidharz als Matrix

Das polymere Matrixsystem EP kommt bevorzugt bei hochbeanspruchten Verbundbauteilen zur Anwendung. Zu den allgemeinen Aufgaben der Matrix im FKV zählen laut SCHÜRMANN (2005, S. 76):

- Fixierung der Fasern in der gewünschten geometrischen Anordnung
- Stoffschluss zu den Fasern zur Kraftübertragung in einzelne bzw. zwischen einzelnen CF
- Aufnahme mechanischer Lasten: Schubspannungen quer zur Faserrichtung bzw. Druckspannungen längs zur Faserrichtung zur Abstützung gegen Schubknicken
- Wirkung als Rissstopper

2 Grundlagen

- Schutz der Faser vor Umgebungseinflüssen, wie mechanischem Abrieb, chemischen Reagenzien, energiereicher Strahlung usw.
- Verbindung der einzelnen Faserhalbzeug-Schichten und Kraftleitung von einer Lage zur anderen

Die Wahl des Matrixwerkstoffes hat entscheidenden Einfluss auf die Verbundegenschaften, da er in vielerlei Hinsicht das schwächste Glied im Verbund ist. Zu den polymeren Matrixsystemen zählen neben Duroplasten auch Thermoplaste und Elastomere. In dieser Arbeit wird jedoch ausschließlich das duroplastische Matrixsystem EP behandelt, welches in der Kombination mit CF gute mechanische Verbundegenschaften aufweist.

Chemische Struktur und Aushärtung

Bei der Herstellung von EP verketten die chemischen Ausgangsstoffe Bisphenol A und Epichlorhydrin unter Zugabe von Natriumhydroxid durch Polyaddition. Je nach Länge der entstandenen Moleküle weist das entstandene Bisphenol-A-Epichlorhydrinharz eine flüssige bis viskose Konsistenz auf. Erst vor der Infiltration der Faserhalbzeuge wird als Härter beispielsweise Diethylenetriamin beigemischt. Die niedrige Viskosität dieses Gemischs erleichtert dabei die vollständige Benetzung der Fasern. Erst durch eine Härtungsreaktion entsteht der amorphe unschmelzbare Feststoff. Bei diesem Vorgang verketten die hoch reaktiven Epoxidgruppen an den Enden der Harzketten mit dem Härter. Da erst ab einem hohen Grad der Vernetzung eine Verfestigung eintritt, kompensiert nachfließendes Harz über den größten Teil der Verarbeitungsdauer die thermische Schrumpfung des Systems.

Unterdessen verbindet sich dieses mit den Fasern, ohne dass nennenswerte festigkeitsmindernde Schwindungseigenspannungen auftreten. Diese Eigenschaft bedingt die ausgesprochen gute Schwingfestigkeit von EP. Abhängig von der Temperatur, bei der die Verkettung abläuft, wird von *Kalthärtern* oder *Warmhärtern* gesprochen. Erstere finden bei Handlaminaten Verwendung und reagieren bei ca. 20 °C, während letztere oberhalb 80 °C bei der automatisierten Infiltration etabliert sind. Warmhärtende Harze haben im Vergleich die höhere thermische Belastbarkeit und mechanische Festigkeit, allerdings bei reduzierter Risszähigkeit. Da eine unvollständige Verkettung des Harzes die Eigenschaften

verschlechtern würde, ist vor allem bei kalthärtenden EP nach der ersten Konsolidierung eine längere Nachhärtung oberhalb der Glasübergangstemperatur T_g (vgl. Tabelle 2.1) angebracht, um eine nahezu vollständige Vernetzung der verbleibenden reaktiven Gruppen des Harzes zu erreichen. Dieses *Tempern* kann bereits außerhalb des Formwerkzeugs ablaufen, beispielsweise in einer Ofenumgebung. Abhängig vom Startzeitpunkt des Temperns nach der zuvor erfolgten Aushärtung ist der erreichbare Härteanstieg qualitativ in Abbildung 2.2a aufgetragen. (SCHÜRMANN 2005, S. 95 ff.)

Physikalische und mechanische Eigenschaften

Im Bezug zu anderen Polymeren sind EP thermisch und chemisch vergleichsweise beständig. Der bevorzugte Temperatureinsatzbereich für duroplastische Kunststoffe liegt unterhalb der Glasübergangstemperatur T_g . Beim Überschreiten dieser Temperaturschwelle nimmt der Schubmodul entsprechend dem in Abbildung 2.2b gezeigten Verlauf signifikant ab, wobei der Werkstoffzusammensetzung oberhalb der Zersetzungstemperatur T_z durch Krafteinwirkung irreversibel Schaden nimmt. In entsprechender Weise sinkt auch die Druckfestigkeit eines FKV. Diese Feststellung ist auch auf Biege- und Schubbeanspruchungen übertragbar, da diese ebenfalls mit inneren Druckanteilen einhergehen. (SCHÜRMANN 2005, S. 92 ff.)

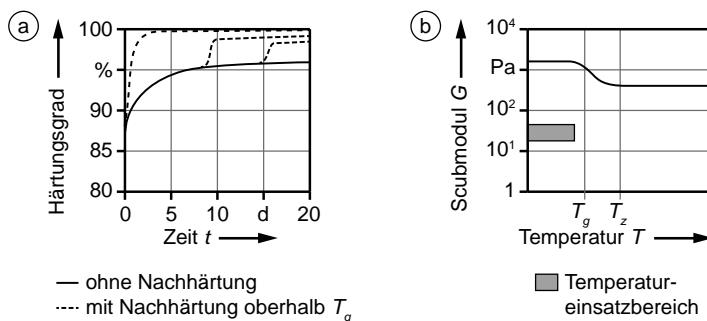


Abbildung 2.2: Härteanstieg durch Tempern oberhalb der Glasübergangstemperatur T_g (a); Abfall des Schubmoduls bei hohen Einsatztemperaturen (b) bis hin zur irreversiblen Werkstoffschädigung ab T_z (nach SCHÜRMANN 2005, S. 114, 95)

2 Grundlagen

Zudem weisen Duroplaste aufgrund der starken Vernetzung auf molekularer Ebene hohe Elastizitätsmoduln (E-Moduln) bei einer geringen Kriechneigung auf. Diese mechanischen Werkstoffdaten steigen mit dem Grad der Vernetzung. Im gleichen Zuge sinkt die Zähigkeit, womit eine erhöhte Neigung zu sprödem Bruchverhalten verbunden ist. Die für EP in Tabelle 2.1 angegebenen Kennwerte unterliegen in der Praxis merklichen Schwankungen, welche oftmals durch die Aufnahme von Wasser oder durch Temperatureinflüsse verursacht werden. (SCHÜRMANN 2005, S. 78)

Tabelle 2.1: Werkstoffkennwerte häufig verwendet Epoxidharze (SCHÜRMANN 2005, S. 122)

Merkmal	Symbol	Einheit	Wert	
			Kalthärter	Warmhärter
Zugfestigkeit	$R_{m,M}$	N/mm ²	75	90
E-Modul	E_M	N/mm ²	3150	3400
Bruchdehnung	e_M	-	0,06	0,05
Querkontraktionszahl	ν_M	-	0,37	0,35
thermischer Ausdehnungskoeffizient	α_M	1/K		$6,7 \cdot 10^{-5}$
Dichte	ρ_M	g/cm ³	1,19	1,2
Glasübergangstemperatur	$T_{g,M}$	°C	80	140
Aushärtetemperatur	T_h	°C	20	80
Tempertemperatur	T_t	°C	60	140

Im sichtbaren Wellenlängenbereich ist EP ohne die Zugabe von Farbpigmenten nahezu transparent. Durch die Beigabe von Additiven, beispielsweise von Ruß, reduziert sich die Alterung des Verbundwerkstoffes infolge einfallender UV-Strahlung, da solche Pigmente die Absorption im Harzanteil erhöhen und daher die Strahlung, die auf die Fasern einwirkt, reduzieren (SCHÜRMANN 2005, S. 81).

Anforderungen im Verbundwerkstoff

Durch die Aufgabe der Matrix im FKV mit CF ergeben sich gemäß SCHÜRMANN (2005, S. 86) klare Anforderungen an das EP:

- Der E-Modul und die Zugfestigkeit der Fasern müssen höher sein als bei der Matrix.
- Die effektive seitliche Abstützung der Fasern gegen Knicken erfordert einen E-Modul der Matrix zwischen 3000 N/mm^2 und 4000 N/mm^2 .
- Die Bruchdehnung der Matrix e_M muss höher sein als die der Fasern e_F .

2.2.3 Kohlenstofffasern

Die Aufgabe der Kohlenstofffasern besteht in der Übertragung von Zugkräften im Verbund. Durch ihre Steifigkeit ziehen die Fasern diese Spannungen an und halten ihnen dank ihrer ausgeprägten Festigkeit stand. Zusätzlich setzt Stoffleichtbau eine geringe Dichte der Werkstoffe voraus.

Durch die starke atomare Bindungsenergie sind die theoretisch möglichen Festigkeitswerte von Fasern aus Kohlenstoff besonders hoch (SCHÜRMANN 2005, S. 21). Um eine Annäherung an die theoretisch möglichen Kennwerte zu erzielen, gibt es verschiedene Ansätze. Hierzu zählt die Reduktion des Faserdurchmessers, wodurch die Wahrscheinlichkeit von Fehlstellen in der einzelnen Faser sinkt. Dieser Effekt, der in Abbildung 2.3 für Glasfasern gezeigt ist, lässt sich laut ROSE (1981) auch an CF nachweisen. In der Folge steigt die Verbundfestigkeit, da die Gefahr eines Sprödbruches abnimmt.

Eine weitere Festigkeitssteigerung bringt das gezielte Ausrichten der Molekülketten in Faser-Längsrichtung mit sich, indem die Faser bei der Herstellung gezogen, gesponnen oder verstreckt wird. Dadurch entsteht die starke Anisotropie der hochfesten Fasern. Da diese jedoch als spröde gelten, sind sie besonders anfällig für Kerbspannungen. Bei CF ist die Herstellung durch Spinnen vorteilhaft, weil dabei unerwünschte Querrillen auf der Fasermantelfläche ausbleiben. Häufig wird die Faser geätzt, was Kerben an der Oberfläche verringert (SCHÜRMANN 2005, S. 38). Die Auswahlmöglichkeiten an unterschiedlichen Leichtbauwerkstoffen für die Bauteilkonstruktion zeigt Abbildung 2.4 unter

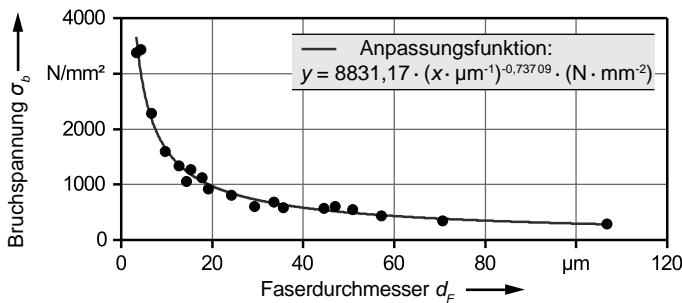


Abbildung 2.3: Festigkeit einer einzelnen Glasfaser in Abhängigkeit vom Durchmesser (nach GRIFFITH 1921)

Angabe der dichtespezifischen Festigkeit und Steifigkeit. Demnach birgt der wahlweise Einsatz von hochfesten und hochsteifen Fasern in unidirektonaler Ausrichtung im Laminat großes Potenzial für den Strukturleichtbau.

Chemische Struktur und Herstellung

Als *Precursor*, also als Ausgangsstoffe der CF-Herstellung, eignen sich gut verfügbare Textilfasern aus Polyacrylnitril (PAN), welche einen Kohlenstoffanteil von über 50 Prozent aufweisen. Vor allem deren Bruchdehnung von etwa drei Prozent wirkt sich positiv auf die Zähigkeit von CF aus. Die Herstellung dieser Fasern ist ein energetisch aufwändiger Prozess, bei dem die schrittweise chemische Umwandlung von PAN erfolgt, was in Abbildung 2.5 modellhaft dargestellt ist. Beginnend mit der sogenannten *Zyklisierung* erfolgt bei Temperaturen zwischen 200 °C und 300 °C eine thermische Stabilisierung der Fasern. Die anschließende *Dehydrierung* entzieht den Molekülen Wasserstoff, bevor sich während der *Carbonisierung* bei 1500 °C bis 2000 °C vorhandene Fremdatome abspalten, welche in der Regel als Stickstoff vorliegen. Bei Temperaturen von 2000 °C bis 3000 °C findet schließlich die *Graphitierung* statt, bei der sich Gitterfehler der Graphitebenen abbauen, während sich diese zunehmend parallel zur Faserachse ausbilden. Durch die starken kovalenten Bindungen innerhalb dieser Ebenen ist der E-Modul in Faserlängsrichtung um rund eine Größenordnung (Zehnerpotenz) höher als quer zur Faserachse (SCHÜRMANN 2005, S. 35 ff.).

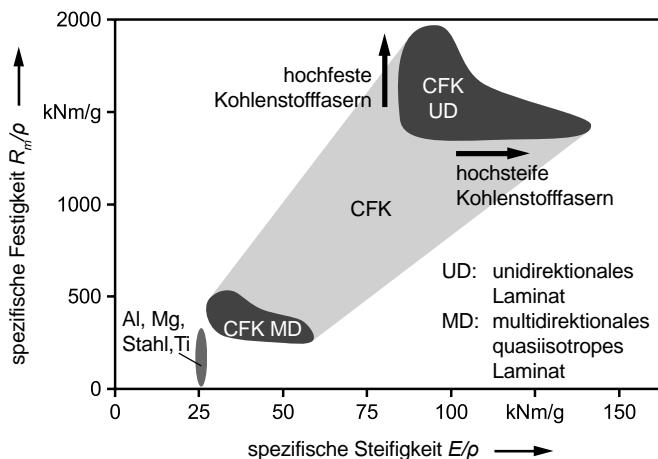


Abbildung 2.4: Spezifische Festigkeit und spezifische Steifigkeit von CFK und von Metallwerkstoffen (nach EHRENSTEIN 2006, S. 136)

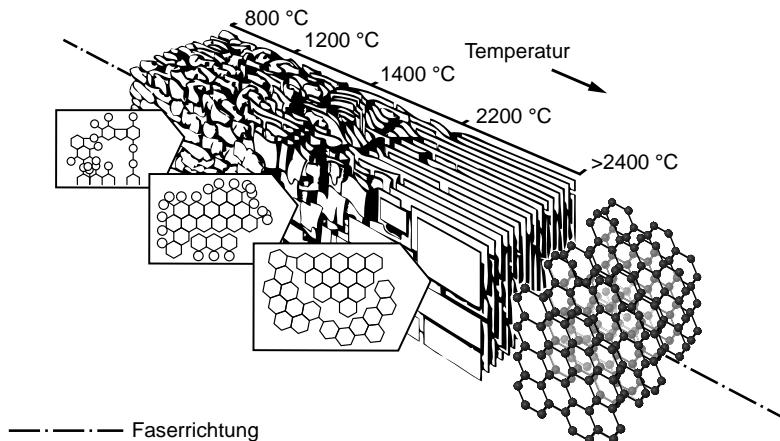


Abbildung 2.5: Strukturentwicklung von Kohlenstofffasern bei der Herstellung aus Polyacrylnitril (nach MARSH 1991)

2 Grundlagen

Der genaue Wert für den E-Modul hängt dabei vor allem von der Verstreckung im Laufe der Prozessführung ab. Infolgedessen werden hochsteife Fasern unter der Bezeichnung High Modulus (HM) hergestellt, während Standardfasern häufig mit High Tenacity (HT) kenntlich gemacht werden. Im letzten Schritt findet die chemische Oberflächenbehandlung der Fasern statt. Dabei entstehen stabile Oxide an der Oberfläche, die später chemische Verbindungen mit den Matrixpolymeren eingehen können. Viele Hersteller bringen auf die Faseroberfläche die sog. *Schlichte* als zusätzlichen Haftvermittler auf, woran modifizierte Epoxidharze den größten Anteil haben. Üblicherweise werden die als *Filament* bezeichneten Einzelfasern im *Roving* bzw. Garn bereitgestellt. Die Angabe der darin enthaltenen Filamente erfolgt in vollen tausend Stück (k). Eine gute Verfügbarkeit besteht bei 12 k und 24 k Rovings. Die Massenbelegung solcher Garne wird von Herstellern häufig anhand der Feinheit des Garns (tex) in Gramm pro Kilometer angegeben. So weist ein 12-k-Garn eine Feinheit von 800 tex auf, woraus sich rechnerisch ein mittlerer Faserdurchmesser von ca. 7 µm ergibt. (SCHÜRMANN 2005, S. 34 ff.)

Physikalische Eigenschaften

Die thermische Beständigkeit der CF ist ausgesprochen hoch, da der Hauptbestandteil Kohlenstoff unterhalb 4000 °C nicht schmelzbar ist. Laut SCHÜRMANN (2005, S. 40 f.) bleiben die mechanischen Eigenschaften in nichtoxidierender Atmosphäre bis 2000 °C erhalten, während unter Sauerstoffzufuhr bereits ab 400 °C Veränderungen auftreten. Aufgrund des hohen Kohlenstoffanteils von ca. 90 Prozent ist der Wärmeausdehnungskoeffizient sehr gering und die Fähigkeit, Wärme zu leiten, signifikant hoch. Obwohl Kohlenstoff ein Nichtmetall ist, haben die Fasern eine gute elektrische Leitfähigkeit. Einfallendes Licht wird nahezu vollständig absorbiert, wodurch CF schwarz erscheinen. Beim Kontakt mit Metallen tritt unter Mitwirkung eines Elektrolyten oftmals starke Korrosion des metallischen Partners auf.

Strukturelle Eigenschaften

Für den Einsatz in FKV bieten CF Vorteile gegenüber Glas- oder Aramidfasern. Wie den Werkstoffkennwerten in Tabelle 2.2 zu entnehmen ist, zählt dazu eine

Tabelle 2.2: Werkstoffkennwerte häufig verwendeter CF auf PAN-Basis nach CHERIF (2011, S. 99)^a, EHRENSTEIN (2006, S. 49)^b und SCHÜRMANN (2005, S. 42 & 87)^c

Merkmal	Symbol	Einheit	HT-Faser	HM-Faser
			Wert	Wert
Filamentdurchmesser	d_F	µm	7-8 ^a	4-8 ^a
Dichte	ρ_F	g/cm ³	1,74 ^c	1,81 ^c
E-Modul längs	$E_{\parallel,F}$	N/mm ²	$2,3 \cdot 10^{5c}$	$3,92 \cdot 10^{5c}$
E-Modul quer	$E_{\perp,F}$	N/mm ²	$2,8 \cdot 10^{4c}$	$1,52 \cdot 10^{4c}$
G-Modul	$G_{\perp\parallel,F}$	N/mm ²	$5 \cdot 10^{4c}$	$2,86 \cdot 10^{4c}$
Querkontraktionszahl	$\nu_{\perp\parallel,F}$	-	0,23 ^c	0,2 ^c
Zugfestigkeit	$R_{\parallel,F}$	N/mm ²	3430 ^c	2450 ^c
Bruchdehnung	e_F	-	0,015 ^c	0,005 ^c
thermischer Ausdehnungskoeffizient längs	$\alpha_{\parallel,F}$	$10^{-6} / K$	-0,455 ^c	-1,08 ^c
thermischer Ausdehnungskoeffizient quer	$\alpha_{\perp,F}$	$10^{-6} / K$	12,5 ^c	31 ^c
Wärmeleitfähigkeit	$\kappa_{\parallel,F}$	W/(m · K)	17 ^b	15 ^b
Zersetzungstemperatur	$T_{z,F}$	°C	3650 ^a	3650 ^a

geringe Dichte in Verbindung mit äußerst hohen Festigkeiten und höchsten Elastizitätsmoduln. Infolge ihrer ausgeprägten Steifigkeit nehmen CF Zugkräfte auf und entlasten dadurch die Matrix. Aufgrund der Anisotropie ist die Belastbarkeit in Längsrichtung um rund eine Größenordnung (Zehnerpotenz) höher als in Querrichtung. Die hervorragende Ermüdungsfestigkeit ist vor allem in der Luftfahrt von hoher technischer Bedeutung. Dem gegenüber stehen auch nachteilige Eigenschaften, sodass mit der geringen Bruchdehnung ein sprödes Bruchverhalten einhergeht und die faserparallele Druckfestigkeit hinter der Zugfestigkeit merklich zurückliegt. Die optischen Eigenschaften erschweren bei der Herstellung oder bei der Schadenserkennung eine Sichtprüfung. Daneben stehen die hohen Faserkosten einem wirtschaftlichen Einsatz der CF in vielen Strukturanwendungen entgegen. (SCHÜRMANN 2005, S. 38 ff.)

2 Grundlagen

Die Herstellung der oftmals schalenartigen CFK-Bauteile setzt die Ausrichtung aller Einzelgarne in der konstruktiv vorgegebenen Orientierung voraus. Zur Erleichterung der weiteren Verarbeitung und Handhabung finden flächige Faserhalbzeuge Verwendung, welche im Folgenden exemplarisch vorgestellt werden.

2.2.4 Faserhalbzeuge

Mittels textiler Fertigungsverfahren kann aus einer Vielzahl an Rovings ein Flächengebilde hergestellt werden, indem einzelne CF-Garne in einer oder mehreren Vorzugsrichtungen regelmäßig angeordnet werden. Im vorliegenden Abschnitt werden die Faserhalbzeuge vorgestellt, die im späteren Verlauf der Arbeit im Versuchswerkstoff vorliegen. Hierzu zählen Gewebe und gewirkte Halbzeuge, welche wahlweise trocken oder vorimprägniert erhältlich sind. Zudem sind die Aufgaben der Grenzschicht zwischen Faser und Matrix beschrieben.

Gewebe

Durch Weben entstehen aus orthogonal zueinander ausgerichteten Fadengruppen flächige Textilien. Bei der Herstellung wird zwischen den in Fertigungsrichtung gespannten *Kettfäden* und den dazu senkrecht verlaufenden *Schussfäden* unterschieden. Durch die regelmäßige Kreuzung der beiden Fadentypen in *Onulationen* entsteht ein zusammenhängendes Textil (vgl. Abbildung 2.6b). Dabei beeinflusst das *Bindung* genannte Webmuster die Gewebeigenschaften. Diese betreffen beispielsweise dessen Festigkeit und die als *Drapierbarkeit* bezeichnete Anpassungsfähigkeit an Freiformflächen. Stellvertretend für die Vielzahl denkbarer Bindungen zeigt Abbildung 2.6a die unter technischen Faserhalbzeugen verbreitete Körperbindung. Gewebte Halbzeuge weisen wenigstens zwei Vorzugsrichtungen, die üblicherweise zueinander orthogonal sind, auf. (CHERIF 2011, S. 171 ff.)

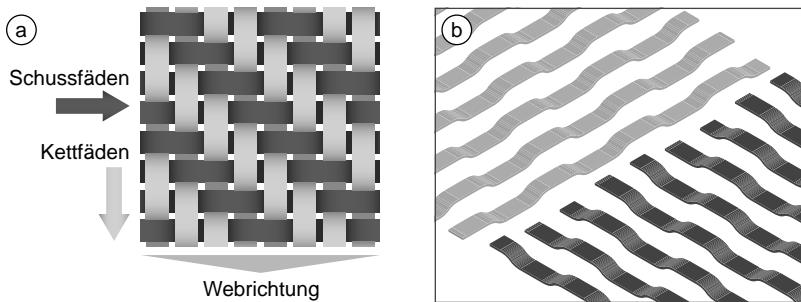


Abbildung 2.6: Körperfests des Typs K 2/2 (a) sowie eine Veranschaulichung der Ondulationen durch eine gedankliche „Entflechtung“ (b, nach PUCK 1996, S. 97)

Gewirkte Halbzeuge

Im Gegensatz zu Geweben finden gewirkte Faserhalbzeuge oftmals bei Bauteilen ohne Sichtoberflächen Verwendung, deren Aufbau spezifisch an die Lastrichtungen anpassbar ist. Hierbei entsteht aus mehreren Fäden, welche mit Nadeln parallelisiert zu Maschen verkettet werden, ein flächiger Zusammenhalt. Auf diese Weise können mittels gewirkter Bindfäden eine oder mehrere Lagen paralleler Rovings fixiert werden. So lassen sich neben unidirektionalen Gelegen auch multiaxiale Gewirke mit belastungsgerecht ausgerichteten Lagen herstellen, wie es in Abbildung 2.7 dokumentiert ist.

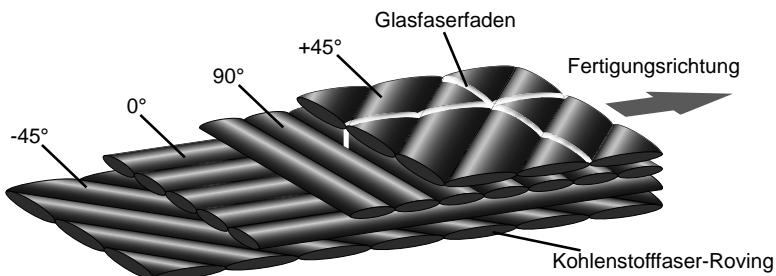


Abbildung 2.7: Schematische Darstellung von gewirkten Halbzeugen aus Fadenlagen und einem Maschensystem (nach CHERIF 2011, S. 276)

Vorimprägnierte Faserhalbzeuge

Abhängig von der Bauteilgeometrie gestaltet sich die prozesssichere Infiltration trockener Textilien schwierig. In diesem Fall bietet sich die Verwendung vorimprägierter Faserhalbzeuge (Prepregs) an. Auf einer Trägerfolie sind die Verstärkungsfasern in ein hochviskoses Harzsystem eingebettet, dessen fortschreitende Aushärtungsreaktion nur bei einer Lagertemperatur von -18°C für einige Monate aufgehalten werden kann. Prepregs sind mit gewebtem oder gewirktem Faserhalbzeug und mit unidirektionalen (UD) Faserlagen als Verstärkungsstruktur erhältlich. Zwar sind UD-Prepregs aufgrund ihrer relativ geringen Fließfähigkeit schwer zu drapieren, jedoch sind mit ihnen die höchsten Festigkeits- und Steifkeitswerte erreichbar, wodurch sie die Bauteileigenschaften nach der Infiltration trockener Halbzeuge deutlich übertreffen. (CHERIF 2011, S. 387 ff.)

Faser-Matrix-Grenzschicht

Zwischen den Komponenten des FKV bildet sich bei der Herstellung entsprechend der Veranschaulichung in Abbildung 2.1 (S. 6) die Faser-Matrix-Grenzschicht aus, welche die Eigenschaften des gefertigten Bauteils maßgeblich bestimmt. In diesem Übergangsbereich finden die Adhäsion sowie weitere Wechselwirkungen zwischen den Verstärkungsfasern und der Matrix statt. Dies umfasst die Krafteinleitung in die Fasern und die Wärmeleitung zwischen den Komponenten. Daher lassen sich die Festigkeit und die Zähigkeit des Verbundes über diese Grenzschicht signifikant verändern, beispielsweise durch die Aufbringung einer speziellen Schichte auf der CF zur Haftvermittlung. Diese besteht im Fall von CFK ebenfalls aus EP. Die Dicke dieser Schicht kann von molekularer Ebene bis hin zu ca. 200 nm reichen. Sie besitzt eine weichmachende Wirkung auf die Matrix. Als Folge sinken die Temperatureinsatzgrenzen der anliegenden Matrix, wodurch diese Grenzschicht im Falle der Beaufschlagung des FKV mit erhöhten Temperaturen den Schwachpunkt im Werkstoff kennzeichnet. (SCHÜRMANN 2005, S. 54 ff.)

2.2.5 Verfahren zur Bauteilherstellung

Ausgehend von einem trockenen Textilhalbzeug besteht die Fertigung von CFK grundsätzlich aus drei Schritten:

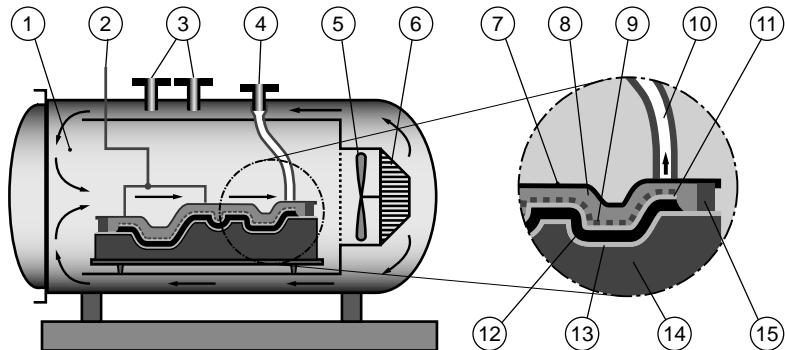
- Beim *Imprägnieren* erfolgt das Durchtränken der Verstärkungsstruktur mit einem flüssigen Matrixsystem.
- Nach der *Formgebung* härtet das Bauteil bei der *Konsolidierung* aus.
- Das anschließende *Tempern* verbessert zudem die mechanischen Werkstoffeigenschaften, indem das Epoxidharz vollständig aushärtet und Ei- gengspannungen im Verbund abnehmen.

Die Vielfalt an Fertigungsverfahren von FKV zeigt CHERIF (2011, S. 651 ff.) auf. Da Handlaminierverfahren und Vakuuminfusionsverfahren sehr lange Prozesszeiten verursachen, werden sie vor allem bei der Kleinserienfertigung eingesetzt.

Diese Arbeit bezieht diejenigen Prozessketten bzw. Prozesse zur Herstellung von CFK ein, welche einerseits im industriellen Strukturleichtbau in hoher Stückzahl etabliert sind und zudem andererseits einen Konturbeschnitt erfordern. Diese sind das nachfolgend vorgestellte Niederdruck-Autoklavverfahren für Prepregs und das anschließend daran beschriebene Resin-Transfer-Moulding.

Niederdruck-Autoklavverfahren für Prepregs

Die Formgebung von Prepregs im Niederdruck-Autoklavverfahren geschieht, indem einzelne Zuschnitte gemäß dem vorgegebenen Lagenaufbau auf eine steife formgebende Werkzeughälfte aufgelegt werden. Dabei sind nur einachsige Krümmungen ohne Weiteres herstellbar. Wie in Abbildung 2.8 gezeigt, werden die Prepregs zur freien Seite hin mit einem saugfähigen Textil zur Aufnahme des überschüssigen Matrixmaterials und einer Vakuumfolie abgedeckt, welche für die Kompaktierung der Prepregs durch Unterdruck benötigt wird. Nach diesen Schritten kann die eigentliche Bauteilherstellung im *Autoklaven* stattfinden, wo der unter Vakuum stehende Lagenaufbau von außen zusätzlich mit Überdruck und hoher Temperatur beaufschlagt wird. Duromere Harzsysteme härteten bei 80 °C bis 180 °C unter einem Druck von bis zu 70 bar aus. Die Zykluszeit von drei bis zwölf Stunden erscheint zunächst verhältnismäßig lang; im Gegenzug



1: Luftzirkulation	6: Heizung/Kühlung	11: Abreißgewebe
2: Thermoelemente	7: Abdeckfolie	12: Prepreg-Lagenaufbau
3: Druckluft	8: Saugvlies	13: Trennfolie
4: Vakuum	9: Lochfolie	14: Werkzeug
5: Gebläse	10: Vakuumanschluss	15: Dichtmasse

Abbildung 2.8: Herstellung von Bauteilen aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff im Autoklavverfahren mit einem Lagenaufbau aus vorimprägnierten Fasertextilien (nach CHERIF 2011, S. 390)

garantiert dieses Verfahren jedoch hohe mechanische Bauteilkennwerte bei guter Reproduzierbarkeit. (CHERIF 2011, S. 387 ff.)

Resin-Transfer-Moulding

Beim Resin-Transfer-Moulding (RTM) werden vorgeformte Textilen, auch *Preforms* genannt, in ein mehrteiliges Werkzeug eingelegt, welches diese beim Schließen in einer definierten *Kavität* aufnimmt. Durch Überdruck infiltriert anschließend das niedrigviskose Harzsystem vom Anguss ausgehend den Preform und härtet anschließend unter der Einwirkung von Druck und erhöhter Temperatur aus. Nach dem Öffnen des Werkzeugs kann das ausgehärtete Bauteil entnommen werden, wobei die Schwindung das Entformen erleichtert. Dieses Herstellverfahren zeichnet sich durch eine beidseitig glatte Bauteiloberfläche aus und ist wirtschaftlich für die industrielle Großserienfertigung geeignet, da typische Zykluszeiten zwischen fünf und 25 min liegen. (CHERIF 2011, S. 655 ff.)

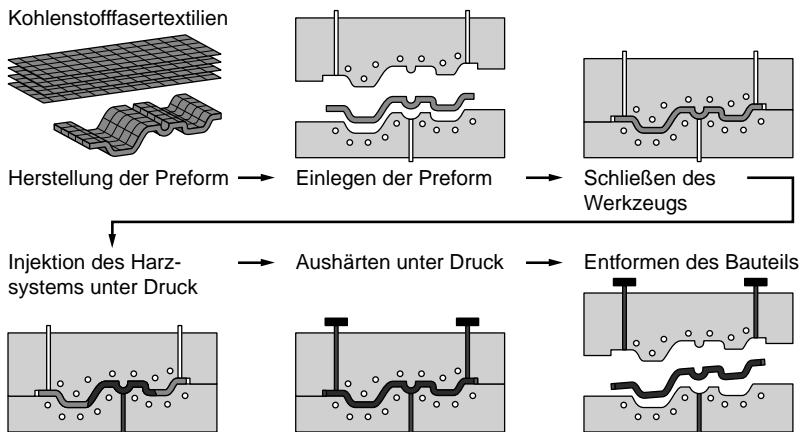


Abbildung 2.9: Prozessablauf bei der Herstellung von CFK mit dem RTM-Verfahren (nach CHERIF 2011, S. 655)

2.2.6 Beschnitt der Bauteil-Außenkontur

Bei den in Abschnitt 2.2.5 behandelten Herstellungsverfahren von CFK treten am Bauteilrand wechselweise eine unvollständige Durchtränkung der Faserstruktur oder Matrixansammlungen mit einer unregelmäßigen Faservolumenverteilung auf. Daher weisen die konsolidierten Bauteile einen überstehenden Randbereich auf, bevor die Endkontur durch einen Trennprozess gefertigt wird. Die Bauteilherstellung muss dabei sicherstellen, dass der fehlerfreie Werkstoffbereich über die vorgesehene Beschnittlinie hinaus geht, damit das spätere Bauteil den Qualitätsanforderungen entspricht. Hinsichtlich des Umgangs mit den Beschnittresten steht die starke dreidimensional (3-D)-Vernetzung der duroplastischen Matrix einer kostengünstigen, werkstofferhaltenden Rezyklierung entgegen. Gleichzeitig ist die Herstellung von CF derart energieaufwändig, dass in der Vermeidung von Beschnittverlusten großes Potenzial zur Senkung der Bauteilherstellkosten liegt. Daher besteht in der Produktentwicklung aus ökologischen und wirtschaftlichen Gründen Handlungsbedarf, um das Abfallaufkommen bei den Besäumschritten von Halbzeugen und Bauteilen gerade in der Serienproduktion zu minimieren. (SCHÜRMANN 2005, S. 109)

Insbesondere muss beim Konturbeschnitt das Augenmerk auf dem Erhalt der in Abschnitt 2.2.1 genannten, allgemeinen Werkstoffmerkmale liegen. Aufgrund der berührungslosen Einbringung der zum Trennen benötigten Energie kann mit Laserstrahlung als Werkzeug diese Aufgabe ohne Verschleißerscheinungen erfüllt werden. In diesem Zusammenhang verursacht jedoch der heterogene Aufbau von Verbundwerkstoffen besondere Randbedingungen, auf die an dieser Stelle vertieft einzugehen ist.

2.3 Physikalische Eigenschaften von Faserverbundkunststoffen

Im vorliegenden Abschnitt werden grundlegende physikalische Eigenschaften behandelt, welche beim Abtrag von CFK mittels Laserstrahlung zu beachten sind. Hierzu zählen die Berechnung von Werkstoffkennwerten anhand der Mischungsregeln und Aspekte der Wärmeübertragung. Abhängig von der Beschaffenheit der Schnittkante ist bei der Untersuchung der Bauteilfestigkeit die Verteilung der Spannung im Werkstoff entscheidend. Hierfür ist ein räumliches Elastizitätsgesetz zu nutzen, welches den richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften gerecht wird. In einem weiteren Schritt sind Effekte der Spannungserhöhung im Verbundbauteil vorzustellen, welche vorwiegend die Bauteilkante betreffen, bevor ein Einblick in die Festigkeitsanalyse diesen Abschnitt abschließt.

2.3.1 Berechnung von Kennwerten mittels Mischungsregeln

Bei der überschlägigen Bestimmung von Verbundkennwerten liefern die *Mischungsregeln* erste Richtwerte. Die direkte Mischungsregel gilt parallel zu den Verstärkungsfasern und lautet für einen gesuchten Kennwert c_{\parallel} :

$$c_{\parallel} = \varphi_F c_F + (1 - \varphi_F) c_M. \quad (2.1)$$

Als Argumente gehen neben dem Faservolumenanteil φ_F die entsprechenden Kennzahlen der Verbundkomponenten c_F und c_M ein. Die auf diese Weise berechnete Kennzahl ist als oberer Grenzwert des tatsächlich vorliegenden Wertes zu betrachten. Mit dieser Rechenvorschrift lassen sich unter anderem neben der Dichte ρ die Kennwerte $R_{m,\parallel}$, E_{\parallel} , κ_{\parallel} sowie $\nu_{\perp\parallel}$ in guter Näherung bestimmen.

Die inverse Mischungsregel ist hingegen senkrecht zur Faserrichtung anwendbar:

$$c_{\perp} = \left(\frac{\varphi_F}{c_F} + \frac{1 - \varphi_F}{c_M} \right)^{-1}. \quad (2.2)$$

Das Ergebnis dieser Formel kann jedoch gegenüber dem tatsächlichen Kennwert des Verbundwerkstoffs zu kleineren Werten hin abweichen. (ASKELAND et al. 2011, S. 592 f.)

2.3.2 Wärmeleitung in Feststoffen

Der diffuse Transport thermischer Energie in Feststoffen findet entgegengesetzt gerichtet und beträchtlich proportional zum vorliegenden Temperaturgradienten statt (GRIGULL & SANDNER 1990, S. 1). Die Wärmestromdichte q auf einer Grenzfläche eines Körpers ist als Quotient aus dem Wärmestrom \dot{Q} und dem Querschnitt A dieser Fläche definiert:

$$q = \frac{Q}{A \cdot \Delta t} = \frac{\dot{Q}}{A}. \quad (2.3)$$

Für die stationäre Wärmeleitung in einem plattenförmigen Festkörper gilt das Fourier'sche Gesetz (POLIFKE & KOPITZ 2009, S. 45):

$$Q = \kappa \frac{T_1 - T_2}{\Delta x} A \Delta t. \quad (2.4)$$

Die Wärmemenge Q hängt mit der Wärmeleitfähigkeit κ als Proportionalitätskonstante von mehreren Faktoren ab: Direkt proportional gehen die Temperaturdifferenz zwischen den beiden Oberflächen, die Fläche der Platte A und die Zeitdauer Δt ein, während sich die Dicke der Platte Δx indirekt proportional auswirkt.

Im instationären Fall der eindimensionalen Wärmeleitung gilt nach Fourier die folgende Differenzialgleichung (GRIGULL & SANDNER 1990, S. 2 ff.):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial x} \right) + q = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial x}. \quad (2.5)$$

Als Konstanten gehen die spezifische Wärmekapazität c_p und die Dichte ρ mit ein. Hier findet optional eine von außen aufgebrachte Wärmestromdichte q Berücksichtigung. Im dreidimensionalen Fall erweitert sich dieser Ausdruck

unter der Annahme eines anisotropen Materials mit den richtungsabhängigen Wärmeleitfähigkeiten κ_{xx} , κ_{yy} und κ_{zz} zu:

$$\kappa_{xx} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \kappa_{yy} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \kappa_{zz} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + q = \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t}. \quad (2.6)$$

Ein Nebeneffekt der Wärmeleitung im Verbund entsteht durch die abweichen- den thermischen Ausdehungskoeffizienten von EP und CF, wodurch Temperaturänderungen zwangsläufig mit Spannungen im Werkstoff einhergehen, weshalb sich der Blick in den folgenden Abschnitten auf mechanische Aspekte des Werkstoffs richtet.

2.3.3 Elastizitätsgesetz einer unidirektional verstärkten Schicht

Da ein unidirektional verstärkter FKV in Richtung der Fasern stark veränderte mechanische Eigenschaften aufweist, kann nicht von Isotropie ausgegangen werden. Werkstoffe mit unterschiedlichen Kennwerten für jede Koordinatenrichtung sind stattdessen orthotrop. Im Falle einer UD-Schicht trifft sogar der Sonderfall der *transversalen Isotropie* zu, da der Werkstoff in seinen Eigenschaften in nur einer Richtung von den anderen beiden abweicht. An einem kleinen Volumenelement eines solchen FKV sind in Abbildung 2.10 mögliche äußere Belastungen und resultierende innere Beanspruchungen des Werkstoffs dargestellt.

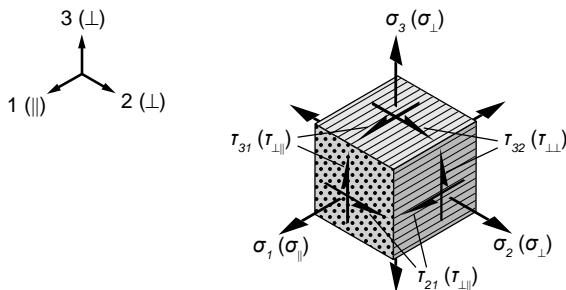


Abbildung 2.10: Spannungszustand eines unidirektional verstärkten FKV-Volumenelements unter Angabe der resultierenden inneren Beanspruchungen in Klammern (nach SCHÜRMANN 2005, S. 334)

Um das Zusammenspiel von Kräften und Deformationen räumlich zu beschreiben, sind unter der Annahme eines linear elastischen Verhaltens fünf voneinander unabhängige *Grund-Elastizitätsgrößen* erforderlich. Diese sind die E-Moduli E_{\parallel} und E_{\perp} , der Schubmodul $G_{\perp\perp}$ sowie die Querkontraktionszahlen $\nu_{\parallel\perp}$ und $\nu_{\perp\perp}$. Das zugehörige linear orthotrope Elastizitätsgesetz lautet in Matrixschreibweise (SCHÜRMANN 2005, S. 160 f.):

$$\begin{bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{\parallel}} & -\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} & -\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\parallel}} & \frac{1}{E_{\perp}} & -\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\parallel}} & -\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} & \frac{1}{E_{\perp}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\perp}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\parallel}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\parallel\parallel}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{bmatrix}. \quad (2.7)$$

Als mathematisch abhängige Konstante ergibt sich die Querkontraktionszahl $\nu_{\parallel\perp}$ durch Anwendung des *Satzes von Maxwell und Betti*:

$$\frac{E_{\parallel}}{\nu_{\parallel\perp}} = \frac{E_{\perp}}{\nu_{\parallel\perp}}. \quad (2.8)$$

Demnach muss $\nu_{\parallel\perp}$ die größere der beiden Querkontraktionszahlen sein. International haben sich daher die Bezeichnungen *major* bzw. *minor Poisson's ratio* verbreitet. Zudem ist konsequenterweise im englischsprachigen Raum die geänderte Reihenfolge der Indizierung der Querkontraktionszahl zu beachten. Der fehlende Schubmodul in der isotropen 2,3-Ebene $G_{\perp\perp}$ lässt sich aus der für Isotropie bekannten Beziehung bestimmen:

$$G_{\perp\perp} = \frac{E_{\perp}}{2(1 + \nu_{\perp\perp})}. \quad (2.9)$$

Für eine aus HT-CF und einer EP-Matrix aufgebaute UD-Schicht berechnete SCHÜRMANN (2005) für einen Faservolumenanteil $\varphi_F = 0,6$ an HT-Fasern die in Tabelle 2.3 aufgeführten Kennwerte, welche damit für überschlägige Berechnungen und Simulationen bereit stehen. Da sich in den Datenblättern der Werkstoffhersteller nicht immer alle benötigten Verbundkennwerte finden, empfiehlt SCHÜRMANN (2005, S. 122), in diesem Fall näherungsweise die Kennzahlen von Werkstoffen mit ähnlichen Matrixsystemen zu übernehmen.

2 Grundlagen

Tabelle 2.3: Rechnerisch ermittelte Grund-Elastizitätsgrößen einer UD-Schicht mit einem Volumenanteil $\varphi_F = 0,6$ an HT-Fasern (nach SCHÜRMANN 2005, S. 184)

Parameter	Einheit	Wert
E_{\parallel}	N/mm ²	139 360
E_{\perp}	N/mm ²	8800
$G_{\perp\parallel}$	N/mm ²	4600
$G_{\perp\perp}$	N/mm ²	3200
$\nu_{\perp\parallel}$	—	0,29
$\nu_{\parallel\perp}$	—	0,02
$\nu_{\perp\perp}$	—	0,37

Übertragbarkeit auf Gewebe

Die Übertragung des zuvor behandelten Werkstoffmodells auf Gewebelagen gelingt nach PUCK (1996, S. 95) in guter Näherung unter Annahme eines *Kreuzverbunds*, der zueinander orthogonal ausgerichtete, unidirektionale Verstärkungslagen aufweist. Als großer Unterschied gegenüber dem Laminat aus UD-Schichten ist bei aus Gelegen aufgebautem FKV der Steifigkeitsverlust zu nennen, welcher auf die Streckung der ondulierten Fasern zurückzuführen ist (SCHÜRMANN 2005, S. 221 ff.).

2.3.4 Effekte der Spannungsüberhöhung im Verbundbauteil

Bei hochbelasteten Bauteilen können auftretende Spannungsspitzen die Rissbildung initiieren. Nachfolgend sind jene Effekte erläutert, die im Zusammenhang mit dem Eintrag thermischer Energie beim Konturbeschnitt eine Rolle spielen.

Eigenspannungen

Bei den zuvor vorgestellten Herstellungsverfahren (vgl. S. 19) kommen warmhärtende Harze zum Einsatz, die oberhalb von 80 °C vernetzen. Dadurch treten beim Abkühlen des Bauteils unterschiedliche thermische Schrumpfungen in

Matrix und Fasern auf. Die als Folge davon auftretende Art der Eigenspannungen ist bei Warmhärtern aufgrund der geringen Schwindung vergleichsweise gering. Zudem weisen die einzelnen Schichten des Mehrschichtverbundes richtungsabhängige thermische Ausdehnungskoeffizienten auf. Sobald während des Abkühlens der Glasübergangsbereich verlassen wird, lässt die Steifigkeit der Matrix keinen gegenseitigen Längenausgleich der Schichten mehr zu. Thermische Eigenspannungen sind die Folge. Somit ist der Werkstoff zu Ungunsten der Betriebsbelastbarkeit sowohl an der Faser-Matrix-Grenzschicht als auch an den interlaminaren Übergängen mechanisch vorbelastet. (SCHÜRMANN 2005, S. 241 ff.)

Spannungsüberhöhung am Laminatrand

Am Laminatrand gelten die unterschiedlichen Querdehnraten der einzelnen Schichten als zusätzliche Ursache für erhöhte Belastungen des Verbundwerkstoffs. Die Entstehung dieser Spannungsspitzen ist in Abbildung 2.11 dargestellt. Bei einer gleichmäßigen Deformation aller Verbundschichten *ohne* einen interlaminaren Zusammenhalt ließen sich unterschiedliche Querkontraktionen beobachten (Abb. 2.11a). Diese relative Verschiebung lässt der reale Verbund jedoch nicht zu (Abb. 2.11b). Da am freien Plattenrand die theoretisch erforderliche Haltespannung σ_y ausbleibt, treten interlaminare Schubspannungen τ_{yz} zwischen den Schichten auf, deren qualitativer Verlauf in einer lateralen Tiefe kleiner als die Plattendicke d sein Maximum erreicht.

Der Versatz der korrespondierenden Spannungen in den unterschiedlichen Schichten bedingt darüber hinaus die interlaminare Normalspannung σ_z , deren Betrag sich aus dem Momentengleichgewicht um die x-Achse ergibt (Abb. 2.11c). Qualitativ ist diese Spannung am äußersten Plattenrand maximal positiv, bevor sie im weiteren Verlauf das Vorzeichen wechselt und lokal Druckspannungen auftreten. (MITTELSTEDT & BECKER 2004, S. 1037 ff.)

Der zuletzt beschriebene Zusammenhang ist bei der Untersuchung des Konturbeschnitts von besonderer Relevanz, da die maximale Normalspannung direkt an der bearbeiteten Kante auftritt und so die Entstehung von Defekten bewirken kann.

2 Grundlagen

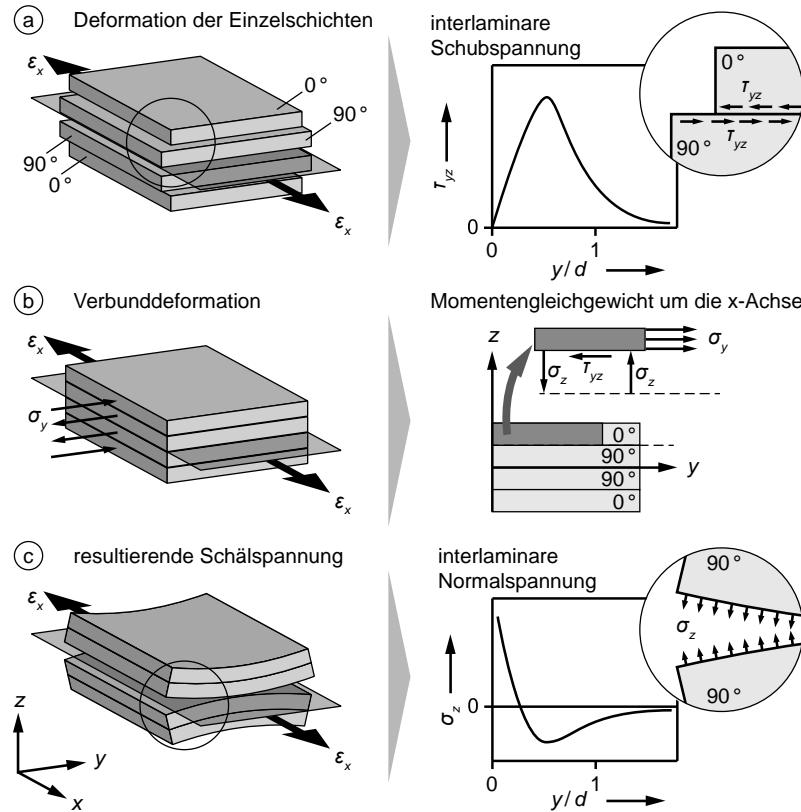


Abbildung 2.11: Entstehung von Spannungen am Rand eines symmetrischen Kreuzverbundes der Dicke d unter einachsiger Zugspannung (nach MITTELSTEDT & BECKER 2004, S. 1039)

Analytische Spannungsfunktion für Lochkerben in ebenen Platten

Als weitere Quelle für Belastungsspitzen kommen Kerben an der Bauteilkannte in Betracht, welche beim Konturbeschnitt unvermeidlich entstehen. Diese Spannungsüberhöhung lässt sich im Falle kreisrunder Lochkerben analytisch berechnen. Wie in Abbildung 2.12 dargestellt, ist die laterale Begrenzung beispielsweise eines realen Prüfkörpers unter einachsiger Zugbeanspruchung in der Modellvorstellung durch eine unbegrenzt ausgedehnte Scheibe angenähert.

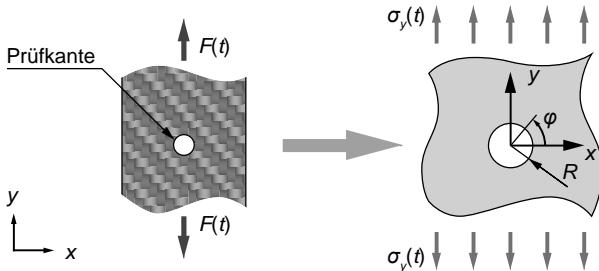


Abbildung 2.12: Prüfgeometrie mit Lochkerbe und Modellierung als unbegrenzt ausgedehnte Platte

Der von NUISMER & WHITNEY (1975) zur Berechnung der Spannung im kritischen Querschnitt vorgestellte Zusammenhang lautet:

$$\sigma_y(x, 0) = \frac{\sigma}{2} \left\{ \underbrace{2 + \left(\frac{R}{x} \right)^2 + 3 \left(\frac{R}{x} \right)^4}_{\text{isotroper Anteil}} - \underbrace{(K_T^\infty - 3) \left[5 \left(\frac{R}{x} \right)^6 - 7 \left(\frac{R}{x} \right)^8 \right]}_{\text{orthotroper Anteil}} \right\}, x > R. \quad (2.10)$$

Im Falle isotroper Werkstoffe kann die maximale Zugspannung, die am kritischen Querschnitt bei $\varphi = 0$ auftritt, um höchstens den Faktor drei überhöht sein. Durch die Erweiterung dieses Modells um einen zusätzlichen Term für orthotrope Werkstoffe lässt sich die kritische Zugsspannung in CFK mit zwei aufeinander senkrecht stehenden Faserausrichtungen berechnen. In diese Gleichung gehen durch den Spannungskonzentrationsfaktor K_T^∞ die mechanischen Kennzahlen des Werkstoffs ein:

$$K_T^\infty = 1 + \sqrt{2 \cdot \left(\sqrt{\frac{E_{\parallel}}{E_{\perp}}} - \nu_{\perp\parallel} \right) + \frac{E_{\parallel}}{G_{\perp\parallel}}}. \quad (2.11)$$

Neben den entlang der Vorzugsrichtungen des Werkstoffs bestimmten E-Moduli E_{\parallel} und E_{\perp} sind zudem der Quer-Schubmodul $G_{\perp\parallel}$ und die Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\parallel}$ einzusetzen. Laut BARKER & VANGERKO (1983) ist dieser Werkstoff-

kennwert für CFK im Bereich von -100°C bis 170°C weitgehend temperaturunabhängig. Für den Fall, dass die komplementäre Querkontraktionszahl mit entsprechend umgekehrter Indizierung von Wirkung und Ursache vorliegt, erfolgt die Umrechnung mithilfe der Gleichung 2.8 (S. 25).

2.3.5 Versagensmechanismen

Die Versagensmechanismen von FKV sind ausgesprochen vielfältig, weshalb an dieser Stelle nur auf ausgewählte grundlegende Zusammenhänge eingegangen wird, die mit Hinblick auf die Untersuchungen zum Konturbeschnitt vorauszusetzen sind.

Rechnerische Ansätze, die das Versagen eines FKV-Bauteils beschreiben, sind grundsätzlich mit großen Unsicherheiten behaftet, da sie Idealisierungen des Werkstoffs erfordern. Außerdem nimmt die Herstellung starken Einfluss auf die Kennwerte. Grundsätzlich kann das Versagen einer unidirektional verstärkten Schicht von Zug-, Druck- oder Schubspannungen ausgelöst sein und vordergründig die Fasern, die Matrix oder deren Grenzfläche betreffen. Diese Effekte sind unter Verwendung der in Abbildung 2.10 (S. 24) getroffenen Konvention an einem elementaren Ausschnitt des FKV beschrieben. (SCHÜRMANN 2005, S. 333 f.)

Faserbruch

Ein Versagen ausgehend vom Bruch der Verstärkungfasern kann durch stark überhöhte Beanspruchungen in Faserlängsrichtung ausgelöst werden. Ein Faserbruch (FB) tritt erst bei sehr hohen Beanspruchungen auf Zug auf, da in dieser Richtung die höchsten Verbundfestigkeiten vorliegen. Die umliegenden Fasern stehen dabei ebenfalls unter hoher Belastung, weshalb kaum Möglichkeiten bestehen, dass alternative Lastpfade durch eine Spannungsumlagerung zum Tragen kommen. Dadurch kann der Bruch einzelner Fasern das Versagen von ganzen Faserbündeln nach sich ziehen, wie Abbildung 2.13a veranschaulicht. Im Falle einer Druckbelastung kann hingegen Schubknicken auftreten (Abb. 2.13b). (SCHÜRMANN 2005, S. 341 ff.)

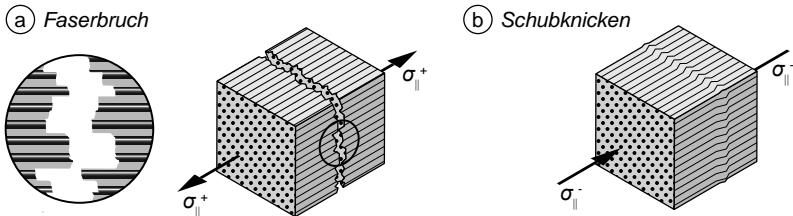


Abbildung 2.13: Versagen eines FKV-Elements aufgrund hoher faserparalleler Beanspruchung (nach SCHÜRMANN 2005, S. 342)

Da sich Spannungen gerade in Geweben nicht gleichmäßig auf alle Faserbündel verteilen, geht das Bauteilversagen von jenem mit der höchsten Belastung aus, was sich durch einzelne FB ankündigt. Bei Verbundwerkstoffen mit einem hohen Faservolumenanteil $\varphi_F > 50\%$ bringt der geringe Abstand der Fasern im Falle eines FB eine erhöhte Kerbwirkung mit sich, was ein schnelles Risswachstum nach sich zieht. Gleichzeitig setzt der Bruch einer Faser die potenzielle Energie ihrer Spannung schlagartig frei und diese wirkt auf die umliegenden Bereiche ein. In der Folge kann es zu weitläufigen Laminatauflösungen kommen, weshalb bereits der erste Faserbruch Totalversagen bedeuten kann. Daher ist ein Versagen durch FB aufgrund der schwerwiegenden Minderung der strukturellen Bauteileigenschaften nicht tolerierbar. (SCHÜRMANN 2005, S. 341 ff.)

Zwischenfaserbruch

Ein Zwischenfaserbruch (ZFB) breitet sich als Riss in der Matrix (kohäsiv) sowie entlang der Grenzflächen (adhäsiv) meist über eine komplette Schicht hinweg aus. Als Auslöser reichen vergleichsweise niedrige Spannungen weit unterhalb der Belastbarkeit der Fasern. Diese Defekte führen jedoch *nicht* zum Totalversagen des Laminats. Abhängig von den auslösenden Belastungen sind die in Abbildung 2.14 gezeigten Arten des ZFB zu unterscheiden, welche infolge von Querzug (a), Querdruck (b), Quer-Quer-Schub (c) sowie Quer-Parallel-Schub (d) entstehen können. Die Bruchfläche muss dabei nicht zwangsläufig senkrecht zur äußeren Belastung ausgebildet sein. Dies ist der Tatsache geschuldet, dass die äußere Krafteinwirkung die Matrix in allen Raumrichtungen beansprucht und

2 Grundlagen

der Bruch in jener Ebene auftritt, in der die Tragfähigkeit als erstes überschritten ist. Bei Quer-Parallel-Schub treten Mikrorisse zwar senkrecht zu den inneren Hauptspannungen auf, jedoch verhindern die Verstärkungsfasern das Risswachstum, sodass sich daraus ein faserparalleler ZFB entwickelt. (SCHÜRMANN 2005, S. 358 ff.)

Die mechanische Simulation einer durch ZFB geschädigten UD-Schicht gelingt laut SCHÜRMANN (2005, S. 399) durch Herabsetzen der matrixbeeinflussten Elastizitätsgrößen $E_{\perp} = G_{\perp\perp} = G_{\parallel\perp} = 1 \text{ N/mm}^2$ sowie durch Wegnahme der Querkontraktion mit $\nu_{\parallel\perp} = \nu_{\perp\parallel} = \nu_{\perp\perp} = 0$. Dabei verlagert sich die mechanische Beanspruchung weitgehend auf die Fasern.

Darüber hinaus entsteht durch ZFB eine Kerbwirkung auf benachbarte Schichten, welche zu Veränderungen im Kraftfluss und zu Scherspannungen an der Schichtgrenze führt. In der Folge können Delaminationen entstehen.

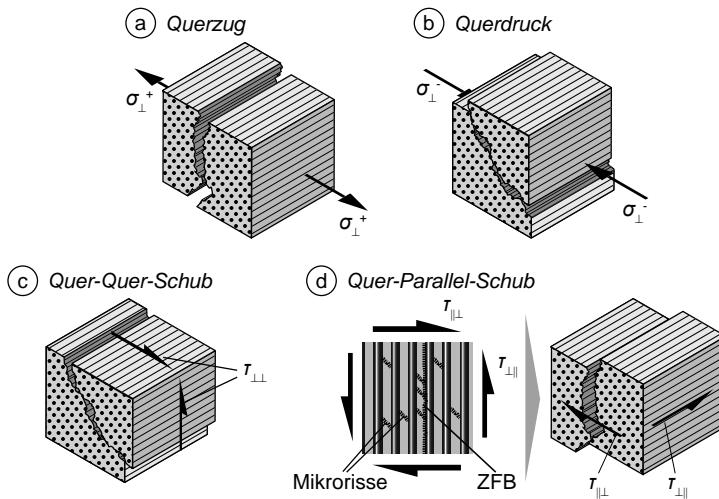


Abbildung 2.14: Entstehung von Zwischenfaserbrüchen, gegliedert nach Art der Beanspruchung (nach SCHÜRMANN 2005, S. 337 ff.)

Delamination

Bei mehrlagigen Verbunden kann eine flächige Ablösung der Schichten, kurz Delamination, auftreten, wenn interlaminare Schub- oder Normalspannungen wirken. Bei der Entstehung sind Schälspannungen besonders kritisch, die senkrecht zu den Schichten beispielsweise am Laminatrand auftreten (vgl. Abschnitt 2.3.4, S. 26). Als weiterer Auslöser gilt ein ZFB in einer Lage, der an der Grenze zur nächsten Schicht Schubspannungen verursacht. Vor allem schwiegende Belastungen beschleunigen die flächige Ausbreitung dieses Defekts zwischen zwei Schichten. (SCHÜRMANN 2005, S. 373 ff.)

Nichtlineares Versagen von Mehrschichtverbunden

Anders als bei unidirektional verstärkten Verbundwerkstoffen zeigen Laminate mit mehreren Verstärkungsrichtungen im Verlauf des Spannungs-Dehnungs-Diagramms ab einer bestimmten Spannung einen Übergang zu einem nichtlinearen Bereich. Diese Änderung im Verhalten ist in Abbildung 2.15 qualitativ für einen Kreuzverbund dargestellt und wird als „Knie“ bezeichnet. Unter zunehmender Zugspannung treten in der Schicht mit den senkrecht zur Lastrichtung liegenden Verstärkungsfasern zunächst Matrixablösungen auf, die sich unter steigender Beanspruchung zu einem ZFB ausbilden können. Dieser und jeder weitere Defekt setzt die Kraftübertragung in der betroffenen Lage herab, wodurch die Steifigkeit des Verbundwerkstoffs entsprechend abnimmt. (EHRENSTEIN 2006, S. 76 f.)

Ausgehend von dieser beispielhaften Überlegung können sich vor allem bei zyklischer Belastung zahlreiche Schadensarten im Mehrschichtverbund ausbilden (TALREJA 1987). Gestützt auf experimentelle Versuchsreihen beschreiben LOMOV et al. (2008) einen Ansatz, um den Schädigungsbeginn und den folgenden Versagensverlauf von FKV methodisch zu analysieren. Die Erläuterungen schließen unter anderem die Ausbildung von Delaminationen ausgehend von Zwischenfaserbruch in einer aus Gewebelagen aufgebauten Faserverstärkung ein.

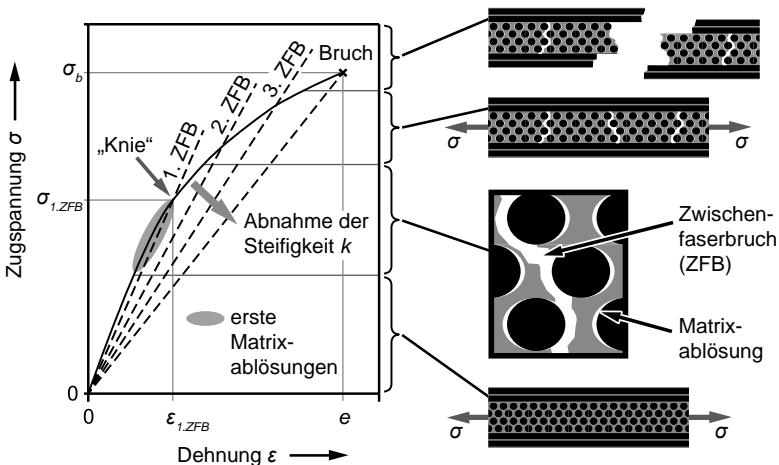


Abbildung 2.15: Qualitatives Spannungs-Dehnungs-Diagramm eines Kreuzverbundes und daneben Skizzen des fortschreitenden Versagens (nach EHRENSTEIN 2006, S. 127, S. 277)

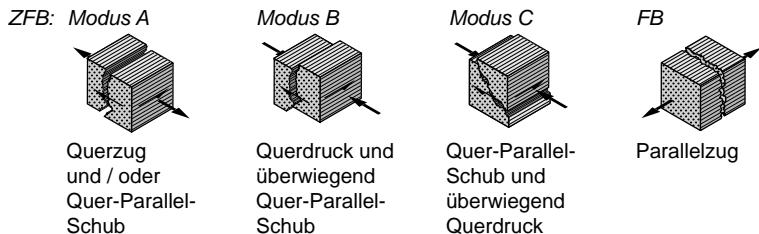
Aspekte der Festigkeitsanalyse

Bei der Auslegung von Laminataufbauten ist der Nachweis der Festigkeit mit einer vorgegebenen Sicherheit zu führen. Mit dieser Aufgabe beschäftigt sich die von PUCK (1996) entwickelte Methode der Festigkeitsanalyse, welche vier Schritte umfasst:

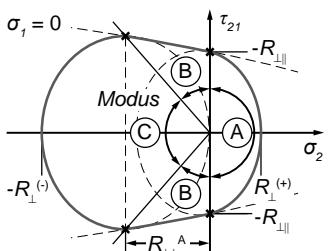
- Formulierung der *Bruchbedingung*: mathematische Beschreibung des Spannungszustands, der zum Bruch führt
- Formulierung der *Bruchkriterien*: Identifikation der Belastungskombinationen, die zu jeweils einer Versagensart führen
- Modellierung der *Degradation*: Analytische Beschreibung der Evolution des Schadensfortschritts in Abhängigkeit von der Temperatur, der Zeit und der Anzahl an Rissen
- rechnerische *Verkettung* der genannten Punkte

Hierzu stellt PUCK (1996) grundlegende Bruchbedingungen vor, welche die in Abbildung 2.16a unterschiedenen Versagensarten von FKV beschreiben, worauf die Erläuterungen von SCHÜRMANN (2005, S. 381 ff.) aufbauen. Hieraus sind

(a) Versagensarten eines UD-Verbundes



(b) Bruchkurve für ZFB



(c) Bruchkörper

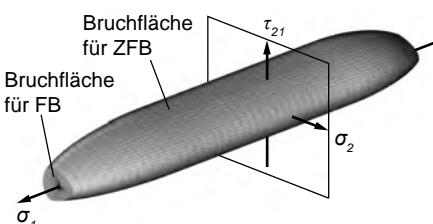


Abbildung 2.16: Versagensarten eines UD-Verbundes unter Nennung der von PUCK (1996) eingeführten Bruchmodi für charakteristische Belastungskombination (a) sowie die zusammengesetzte Bruchkurve für ZFB (b) als einzelner Querschnitt des Bruchkörpers eines UD-Verbundes (c) (nach SCHÜRMANN 2005, S. 413ff.)

nachstehend die Aspekte aufgegriffen, die im Bezug zur späteren Versuchsauswertung stehen.

Das Bruchkriterium für FB lautet unter Vernachlässigung von Querbeanspruchungen:

$$\frac{|\sigma_1^*|}{R_{\parallel}^{\pm}} = 1 \text{ mit } \begin{cases} R_{\parallel}^+ & \text{für } \sigma_1 \geq 0 \\ R_{\parallel}^- & \text{für } \sigma_1 < 0 \end{cases} \quad (2.12)$$

Dieser Ausdruck ist als Vergleich der Spannung in Faserlängsrichtung σ_1 mit der entsprechenden Festigkeit R_{\parallel} zu verstehen. Erreicht dieser Term den Wert 1, tritt Versagen durch FB ein. Der Zusammenhang lässt sich auch zur Anstrengung

2 Grundlagen

Tabelle 2.4: Basis-Festigkeitswerte einer UD-Schicht mit einem Volumenanteil $\varphi_F = 0,6$ an HT-Fasern (SCHÜRMANN 2005, S. 417)

Parameter	Einheit	Wert
R_{\parallel}^+	N/mm ²	1450
R_{\parallel}^-	N/mm ²	1350
R_{\perp}^+	N/mm ²	32
R_{\perp}^-	N/mm ²	150
$R_{\perp\parallel}^+$	N/mm ²	75
$R_{\perp\perp}^+$	N/mm ²	57

f_E umformulieren, womit der Ausnutzungsgrad der Festigkeit zum Ausdruck kommt:

$$f_{E,FB} = \frac{|\sigma_1^*|}{R_{\parallel}^{\pm}} \text{ mit } \begin{cases} R_{\parallel}^+ \text{ für } \sigma_1 \geq 0 \\ R_{\parallel}^- \text{ für } \sigma_1 < 0 \end{cases} \quad (2.13)$$

Das Bruchkriterium für ZFB setzt sich dagegen aus mehreren Bereichen zusammen. Es ist in Abbildung 2.16b als Bruchkurve veranschaulicht und besteht aus zwei Ellipsenabschnitten, deren Achsenschnittpunkte durch die jeweils indizierte Festigkeit R gegeben sind. Die Werte sind im Regelfall experimentell zu bestimmen. Im Rahmen dieser Arbeit finden die in Tabelle 2.4 zugrundegelegten Basis-Festigkeitswerte von SCHÜRMANN (2005, S. 417) Verwendung, die an einer aus HT-Fasern aufgebauten UD-Schicht ermittelt wurden.

Im Bereich zwischen den Ellipsenabschnitten ist mit wachsender Druckspannung σ_2^- eine Aufweitung der ertragbaren Schubspannung τ_{21} zu erkennen, was der Erfahrung geschuldet ist, dass Druckspannungen ein Schubversagen hinauszögern. Dieser Übergangsbereich wird mittels einer Parabel angenähert. Abhängig vom überlagerten Spannungszustand aus Querzug/-druck und Quer-Parallel-Schub entstehen die unterschiedlichen Bruchmodi. Durch Einbeziehung des FB entsteht der 3-D-Bruchkörper in Abbildung 2.16c, dessen Wertebereich auf der zusätzlichen Achse durch die Festigkeit in Faserlängsrichtung begrenzt ist. Die Verjüngung hin zu hohen Beträgen der Längsspannung ist dabei auf Wechselwirkungen zurückzuführen, welche die Grenze für ZFB bei hoher Beanspruchung entlang der Fasern herabsetzen.

Die Belastungen, die einzeln oder in Kombination zum Versagen des Werkstoffs führen können, sind im Spannungsvektor zusammengefasst:

$$\bar{\sigma}^T = \begin{pmatrix} \sigma_1 & \sigma_2 & \tau_{12} \end{pmatrix}. \quad (2.14)$$

Sobald dieser die Oberfläche dieses Bruchkörpers „durchdringt“, wird die Bedingung für Bruch überschritten. Das anschließende Versagensgeschehen eines FKV beginnt nach PUCK (1996) in der am höchsten beanspruchten Schicht und läuft sukzessive ab. Deshalb erfordert die Festigkeitsanalyse ein iteratives und nach Lagen getrenntes Vorgehen.

In Laminaten, die aus Gelegen aufgebaut sind, treten grundsätzlich die gleichen Bruchmechanismen wie in UD-Verbunden auf, da sich die Kett- und Schussfäden als kleine UD-Abschnitte auffassen lassen. Durch die Krümmung der ondulierten Fasern sind jedoch zusätzliche Beanspruchungen des Werkstoffs zu erwarten (PUCK 1996, S. 95 ff.). Das Auftreten von ZFB führt dabei zu Spannungsumlagerungen und macht sich durch eine Abnahme der Steifigkeit bemerkbar. Dünne Gelegeschichten bieten diesbezüglich den Vorteil, dass die unterschiedlichen Faserorientierungen der abwechselnden Bereiche eine rissstoppende Wirkung aufweisen (PUCK 1996, S. 192).

Wenn ein Bauteil schlagartig versagt, kann dies in der Praxis folgenschwere Auswirkungen verursachen. Günstig ist, wenn ein Laminat eine sukzessive Versagensentwicklung durchläuft, welche sich gut erkennbar, beispielsweise von einer Randschicht ausgehend, ankündigt. Um ein derartiges, sogenannt *robustes* Laminat zu erhalten, empfiehlt es sich, das Versagensverhalten gezielt in Richtung ZFB abzuändern, sofern eine gewisse ZFB-Rissbildung im Laminat zulässig ist. (SCHÜRMANN 2005, S. 381 ff.)

Vor allem an Kerben im Bauteil tritt durch den veränderten Kraftfluss eine erhöhte Belastung des FKV auf. Anhand einer simulationsgestützten Optimierung der Geometrie solcher Ausschnitte zeigte KREMER (2007), wie stark sich selbst kleine Geometrieveränderungen auf die Beanspruchungs des Werkstoffs auswirken, wodurch sich das gewünschte Bruchverhalten einstellen lässt (KREMER 2007, S. 56). Neben den mechanischen Trennverfahren ist die vorgegebene Bauteilkontur auch mittels thermischen Abtrags herstellbar. Die für das Laser-

2 Grundlagen

strahl trennen von FKV erforderlichen Grundlagen sind im folgenden Abschnitt zusammengefasst.

2.4 Trennen mit Laserstrahlung

Durch die vielfältigen Modulationsmöglichkeiten in Zeit, Raum und Frequenz lässt sich Laserstrahlung exakt an den Bedarf der jeweiligen Bearbeitungsaufgabe anpassen (POPRAWE 2005, S. V). Die Grundlagen der Lasermaterialbearbeitung sind unter anderem in den folgenden Quellen nachzulesen:

- EICHLER & EICHLER (2010) geben einen vertieften Einblick in die Erzeugung und Führung von Laserstrahlen.
- Im Hinblick auf produktionstechnische Anwendungen zeigt POPRAWE (2005) schwerpunktmäßig die Zusammenhänge der Wechselwirkung zwischen Laserstrahl und Werkstoff auf.
- HÜGEL & GRAF (2009) unterstreichen mit einer Reihe von Anwendungsbispieln die vielseitigen technologischen Möglichkeiten.

Das Trennen durch thermischen Abtrag geschieht, indem der Werkstoff durch lokale Energieeinbringung in den schmelzflüssigen oder gasförmigen Zustand übergeht und unter Druck die Schnittfuge verlässt. Das Ziel ist der vollständige Abtrag des Werkstoffs in der Schnittfuge. Dabei sollen die verbleibenden Bauteilkanten eine geometrisch bestimmte, ebene Schnittfläche aufweisen, entlang derer der Werkstoff frei von thermisch bedingten Beschädigungen ist. Unter Beachtung der Zeitabhängigkeit von Wärmeleitungsvorgängen begründet sich daher die Forderung nach einer kurzen Wechselwirkungszeit einer hochintensiven Energiequelle mit dem Werkstoff.

2.4.1 Charakterisierung von Laserstrahlung

Laserstrahlung zeichnet sich durch eine hohe zeitliche und örtliche Kohärenz bei gleichzeitig hoher Leistung aus, wodurch die Möglichkeit entsteht, berührungslos große Energiemengen in ein kleines Werkstoffvolumen einzubringen (GRAF 2009, S. 1). Nur ein intensiver Eintrag thermischer Energie bewirkt beim

laserbasierten Trennen die erforderliche Phasenumwandlung des zu bearbeitenden Feststoffs. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle zunächst auf die Eigenschaften fokussierter Laserstrahlen eingegangen.

Freie Ausbreitung von Laserstrahlen

Wie das sichtbare Licht besteht Laserstrahlung aus hochfrequenten elektromagnetischen Wellen. Die Bezeichnung single mode (SM) bezeichnet Laserstrahlen, die, wie in Abbildung 2.17 gezeigt, senkrecht zur Ausbreitungsrichtung z eine gaußförmige Intensitätsverteilung aufweisen. Diesem Verhalten liegen die Maxwell'schen-Gleichung zugrunde, deren Lösungen als transversale elektromagnetische Moden (TEM) bekannt sind (HÜGEL & GRAF 2009, S. 9 ff.). Die transversale Ausdehnung eines Laserstrahls $w(z)$ verhält sich ferner wie eine Hyperbelfunktion. Aus diesen Eigenschaften resultiert die radialsymmetrische räumliche Intensitätsfunktion $I(r, z)$, bei deren Berechnung die maximale Intensität I_0 im Mittelpunkt der Fokusebene eingeht (HÜGEL & GRAF 2009, S. 38):

$$I(r, z) = I_0 \cdot \left(\frac{w_0}{w(z)} \right)^2 \exp \left(-2 \frac{r^2}{w^2(z)} \right). \quad (2.15)$$

Neben anderen Konventionen, die Fokusweite w_0 anzugeben, wird in dieser Arbeit der Durchmesser $d_{86} = 2w_0$ verwendet, welcher 86 Prozent der Strahlleistung einschließt. Die Intensität am Rande dieses Kreises beträgt I_0/e^2 .

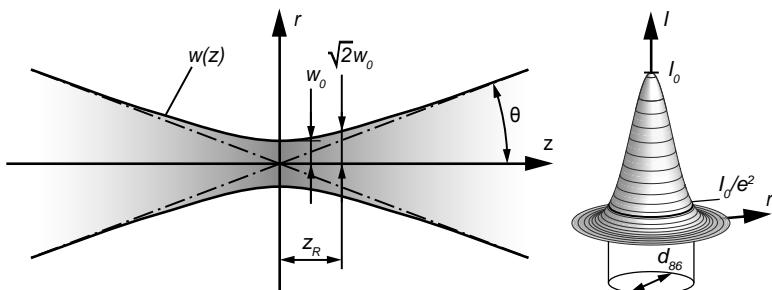


Abbildung 2.17: Ausbreitungseigenschaften der TEM-Strahlen und Intensitätsverteilung der TEM₀₀-Mode (nach GRAF 2009, S. 26)

2 Grundlagen

Die Asymptote der Hyperbel, deren Rotationskörper in jedem Querschnitt den zuvor genannten Leistungsanteil umfasst, schließt mit der Strahlachse den Winkel

$$\theta = \arctan \left(\frac{w_0}{z_R} \right) \quad (2.16)$$

ein (HÜGEL & GRAF 2009, S. 16 ff.). An der Stelle $z = 0$ liegt die *Strahltaille*. Hier befindet sich die minimale transversale Ausdehnung des Strahls w_0 . Zudem gibt die *Rayleigliänge* z_R den Abstand von der Strahltaille an, nach dem sich die Querschnittsfläche des Laserstrahls verdoppelt hat. Mit einem kleiner werdenden Fokusdurchmesser steigt die Intensität des Energieeintrags. Zudem erhöht ein langer fokaler Bereich $\pm z_R$ die Prozesssicherheit. Mit dem Strahlparameterprodukt SPP steht eine Kennzahl zur Verfügung, welche die Fokussierbarkeit von Laserstrahlung anhand des Fokusdurchmessers $d_f = 2w_0$ und der Divergenz $\Theta = 2\theta$ beschreibt (HÜGEL & GRAF 2009, S. 22 ff.):

$$SPP \hat{=} \frac{d_f \Theta}{4}. \quad (2.17)$$

In der Praxis besitzt der Gauß- bzw. TEM₀₀-Strahl die geringste Divergenz. Für allgemeine Laserstrahlen ist die Beugungsmaßzahl M^2 definiert:

$$M^2 = \frac{\pi}{4} \frac{d_f \Theta}{\lambda}. \quad (2.18)$$

Der *beugungsbegrenzte* TEM₀₀-Strahl besitzt den kleinsten möglichen Wert von $M^2 = 1$. Für die Werkstoffbearbeitung besitzt vor allem die Rayleigliänge

$$z_R = \frac{d_f}{\Theta} = \frac{\pi}{4\lambda M^2} d_f^2 \quad (2.19)$$

große Bedeutung, die sich aus der Umformung von Gleichung 2.18 ergibt.

Fokussierung von Laserstrahlung

Der laserbasierte Abtrag von nicht schmelzbaren Werkstoffen benötigt im Allgemeinen eine hohe Strahlungsintensität, um die Sublimationstemperaturen der Komponenten zu erreichen. Dies gelingt bei Werkstoffen mit guter Wärmeleitung nur, wenn der Eintrag der verfügbaren thermischen Laserleistung

auf einer möglichst kleinen Fläche geschieht. Daher ist die Fokussierung des Laserstrahls auf der Werkstückoberfläche eine grundlegende Voraussetzung für einen effizienten Trennprozess.

Für den Werkstoffabtrag wird eine hohe Leistungsdichte auf dem Werkstück benötigt. Daher gilt es, den Fokusdurchmesser möglichst klein einzustellen. Mit Verweis auf die ausführliche Herleitung von HÜGEL & GRAF (2009, S. 35 ff.) muss dazu mit einer kurzen Brennweite f der Fokussierlinse, einer kleinen Beugungsmaßzahl M^2 mit einer möglichst kurzen Wellenlänge λ und einem großen Durchmesser d_L des Strahles auf der Linse gearbeitet werden. Eine stärkere Strahlauflaufweitung vor der Fokussierung bewirkt eine weitere Reduktion des Fokusdurchmessers. Infolge dieser Aufweitung weist ein solcher Strahl eine geringe Divergenz und gleichzeitig eine große Rayleighlänge auf. Die Divergenz des fokussierten Strahles bestimmt sich in erster Näherung durch den Quotienten aus dem bestrahlten Durchmesser der Linse d_L und deren Brennweite f :

$$\Theta_f \approx \frac{d_L}{f}. \quad (2.20)$$

Auch dieser Ausdruck lässt erkennen, dass eine starke Fokussierung eine große Divergenz zur Folge hat. In der Materialbearbeitung ist die damit verbundene kurze Rayleighlänge oft der Grund für abweichende Prozessergebnisse, da bereits geringe Höhenunterschiede der zu bearbeitenden Fläche zu starken Schwankungen der Strahlungsintensität führen.

Beim Laserstrahl trennen sind daher Strahlen mit kleinem SPP gut geeignet, da sie hinsichtlich der Fokussierung folgende vorteilhaften Wahlmöglichkeiten bieten:

- Ein *kleinerer Fokus* sorgt bei gleichbleibender Fokussierung für eine höhere Intensität und für eine gesteigerte Prozesseffizienz.
- Ein *geringerer Bauraum* der Optik ist bei konstantem Fokusdurchmesser d_f mit einer höheren Zugänglichkeit und in der Regel einer geringeren Massenträgheit sowie einer geringeren Gewichtsbelastung des Handhabungssystems¹ verbunden.

¹z. B. Industrieroboter

- Durch einen *größeren Arbeitsabstand* bei gleichbleibender Ausleuchtung der Fokussierlinse d_L und konstantem Fokusdurchmesser d_f ergibt sich eine bessere Zugänglichkeit und die erhöhte Eignung für Remote-Bearbeitungsprozesse.

Absorption von Laserstrahlung

Die Voraussetzung für den laserbasierten Abtrag besteht in der Wechselwirkung der Strahlung mit dem zu bearbeitenden Werkstoff. Je nach dessen Beschaffenheit teilt sich die auf eine ebene Fläche eingestrahlte Leistung P_L anteilig nach dem Grad der Reflexion R' , der Transmission T' und der Absorption A' auf, deren Summe eins ergibt. Sobald sich im Werkstoff ein Schnittgraben ausbildet, kann durch Mehrfachreflexion an dessen Flanken ein deutlich höherer Anteil der eingestrahlten Energie durch zusätzliche Absorption in den Werkstoff gelangen. Somit liegt der Einkoppelgrad η_A , der sich aus dem Quotienten aus der absorbierten Leistung P_A und der eingestrahlten Leistung P_L ergibt, in der Lasermaterialbearbeitung häufig oberhalb des für einfache Reflexion geltenden Absorptionsgrads A' :

$$\eta_A = \frac{P_A}{P_L}. \quad (2.21)$$

Bei absorbierenden Medien nimmt die einfallende Intensität I auf dem Weg z durch den Werkstoff mit dem Absorptionskoeffizienten α' exponentiell ab:

$$I(z) = (1 - R') \cdot I \cdot e^{-\alpha' \cdot z}. \quad (2.22)$$

Die optische Eindringtiefe

$$l_\alpha = \frac{1}{\alpha'} \quad (2.23)$$

bezeichnet die Länge, nach der die Intensität auf den Bruchteil $1/e$ abgenommen hat. Durch Einsetzen in Gleichung 2.22 ergibt sich eine optische Eindringtiefe l_α unter der vereinfachenden Annahme eines Reflexionsgrades $R = 0$ zu

$$l_\alpha = \frac{-z}{\ln \left(\frac{I(z)}{I_0} \right)}. \quad (2.24)$$

Werkstoffe, die wie Metalle keine Transmission aufweisen, absorbieren aufgrund einer Eindringtiefe von wenigen Nanometern sehr oberflächennah. Bei Transmission liegt die Eindringtiefe in der Größenordnung der Bauteildicke oder darüber. In diesem Fall ist bei der Beschreibung der Energiedisposition von einer Volumenwärmequelle auszugehen (HÜGEL & GRAF 2009, S. 116 ff.).

Die Geometrie des Abtrags, der aus dem Energieeintrag resultiert, wird dabei maßgeblich durch die Intensitätsverteilung und die Brennfleckbewegung bestimmt. Je nachdem, unter welchen Randbedingungen die Strahlung an der Werkstoffoberfläche auftrifft, sind verschiedene Trennprozesse denkbar. Diese werden im folgenden Abschnitt vorgestellt.

2.4.2 Gasgeführtes Laserstrahl trennen

Beim Laserstrahl trennen mit erzwungenem Materialaustrieb wird der gesamte Tiefenfortschritt in der Schnittfuge mit einer Überfahrt erreicht. Durch das Absorbieren von thermischer Energie übertritt der Werkstoff die Grenze der festen Phase. Wie in Abbildung 2.18 gezeigt, beschleunigt ein zum Laserstrahl koaxialer Gasstrom den abzutragenden Werkstoff, wodurch dieser auf der Werkstückseite gegenüber der Bearbeitungsoptik ausgetrieben wird. Je nach Verfahrensausprägung ist zwischen Schmelzschnäden, Laserstrahlbrennschneiden und Sublimationsschneiden zu unterscheiden.

Schmelzschnäden

Beim Schmelzschnäden kommt ein inertes Gas zum Einsatz. Hier wird die zum Werkstoffabtrag notwendige Energie ausschließlich mittels der Laserstrahlung zugeführt. Als Schneidgas wird häufig Stickstoff eingesetzt, welcher mit vergleichsweise hohen Drücken von bis zu 20 bar beaufschlagt wird. Bei diesem Verfahren entsteht vor allem bei Metallen eine nahezu oxidfreie Schnittkante mit hoher geometrischer Genauigkeit (POPRAWE 2005, S. 330 ff.).

Diesbezüglich besteht bereits ein tiefgreifendes Prozessverständnis, was sich nicht zuletzt durch die hohe industrielle Verbreitung dieses Verfahrens begründet (BÄUERLE et al. 2004, S. 187 ff.). Aufgrund der homogenen isotropen

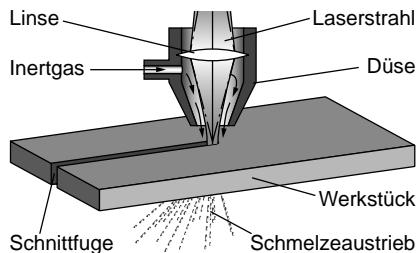


Abbildung 2.18: Prinzipieller Prozessablauf beim Laserstrahlschmelzschnieden (nach POPRAWE 2005, S. 326)

Werkstoffeigenschaften von Metallen kann die Dynamik des Schmelzefilms an der Schneidfront analytisch beschrieben werden (SCHULZ 2003).

Laserstrahlbrennschneiden

Beim Laserstrahlbrennschneiden kommt im Gegensatz zum Schmelzschnieden Sauerstoff zum Einsatz. Die exotherme Oxidation des Werkstoffs durch das Gas bringt zusätzlich zur Laserstrahlung thermische Energie ein, welche den Prozessablauf beschleunigt. Allerdings verbleibt an der getrennten Werkstückkante eine Oxidschicht, welche für nachgelagerte Prozesse, wie beispielsweise die Beschichtung des Bauteils, unerwünscht sein kann. Die weiteren Verfahrenseigenschaften sind mit denen des Schmelzschniedens vergleichbar. (POPRAWE 2005, S. 321 ff.)

Sublimationsschneiden

Beim Sublimationsschneiden erfolgt der Werkstoffabtrag durch teilweise Verdampfung. Ein Inertgasstrom stellt dabei den prozesssicheren Austrieb des abgelösten Phasengemisches sicher. Bei Metallen wird dieser Prozess vor allem zum Trennen dünner Bleche eingesetzt, wenn eine geringe thermische Belastung der Schnittkante und hohe Konturflexibilität gefordert sind. Da durch die gute Wärmeleitung von Metallen viel thermische Energie aus der Prozesszone abtransportiert wird, setzt das Erreichen der Sublimationsschwelle eine hohe Intensität der Laserstrahlung voraus. Neben der Möglichkeit, gut fokussierbare

Laserstrahlung von kontinuierlich emittierenden (cw) Quellen zu verwenden, kommen hierfür oftmals auch gepulste (pw) Laserstrahlen zum Einsatz. Prinzipbedingt eignet sich dieses Verfahren auch zum Trennen von Werkstoffen ohne schmelzflüssige Phase. Zum Repertoire an bearbeitbaren Stoffen gehören unter anderem Holz, organische Textilien und Polymere. Dabei muss nicht das komplette Volumen in der Schnittfuge verdampft werden. Durch den thermischen Energieeintrag zerlegen sich die komplexen Moleküle in kürzere Teile unter gleichzeitigem Verdampfen der flüchtigen Komponenten. (POPRAWE 2005, S. 341 ff.)

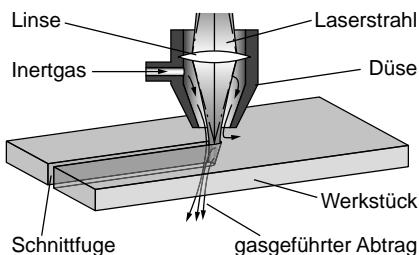


Abbildung 2.19: Prinzipieller Prozessablauf beim Sublimationsschneiden
(nach POPRAWE 2005, S. 342)

Bei den drei vorangehend vorgestellten Trennprozessen, bei welchen jeweils eine Festoptik den Laserstrahl auf der Werkstückoberfläche fokussiert, ist aufgrund von Trägheitseffekten die Dynamik des Brennfleckvorschubs durch die Führungsmaschine limitiert, welche die Laseroptik entlang der Schnittkontur bewegt. Dadurch entstehen Einschränkungen bei der örtlichen Verteilung des Energieeintrags. In diesem Punkt bieten Scanneroptiken Vorteile, welche die im nächsten Abschnitt beschriebenen Trennprozesse ermöglichen bzw. begünstigen.

2.4.3 Remote-Laserstrahl trennen

Sobald der Arbeitsabstand zwischen Laseroptik und Werkstück größer als ca. 300 mm ist, werden die Bearbeitungsprozesse um das Präfix *Remote* erweitert (OEELE 2013, S. 71 f.). Beim RAC wird der Abtrag durch die sprunghafte

2 Grundlagen

Expansion der sublimierten Werkstoffanteile aus der Schnittfuge ausgetrieben. Was genau beim thermischen Abtrag von CFK geschieht, ist unterdessen noch nicht hinreichend erforscht. Mittels Hochgeschwindigkeitsaufnahmen belegen HAFNER & FREITAG (2011) jedoch, dass CF keineswegs ausschließlich durch Verdampfung abgetragen werden, sondern dass ein Herausbrechen von Faserfragmenten auf thermisch induzierte Spannungen schließen lässt. Im Gegensatz zum Trennen von Metallen gilt beim Abtrag nicht schmelzbarer Werkstoffe keine untere Grenze der Vorschubgeschwindigkeit, da ein Übergang zum Schweißen hinfällig ist.

Flexible Prozessführung mittels Scanneroptiken

Eine erhöhte Flexibilität der Energieeinbringung ist beim RAC durch die Verwendung von Scanneroptiken darstellbar. Dadurch lassen sich kurze Interaktionszeiten zwischen Laserstrahl und Werkstoff erreichen und die thermische Randzonenschädigung infolge von Wärmeleitung reduzieren. Die Bahnsteuerung des Fokuspunktes erfolgt, indem zwei Spiegel in der Scanneroptik auf zueinander senkrecht liegenden Drehachsen den Laserstrahl in zwei Koordinatenrichtungen ablenken. Hochgenaue Galvanometer-Motoren führen hierbei die Rotationsbewegung der Scannerspiegel aus.

Neben der Konturbewegung gewährleistet die Scanneroptik die Abbildung des Fokuspunkts auf einer Bearbeitungsebene. Dabei ist eine Einrichtung erforderlich, die den Effekt, dass die drehbaren Spiegel den Fokuspunkt zunächst auf eine Kugeloberfläche führen, ausgleicht. Die für die Materialbearbeitung verfügbaren Scanneroptiken lassen sich bezüglich der Fokusnachführung in die beiden in Abbildung 2.20 gezeigten Bauarten unterteilen. Im 3D-Scanner erfolgt die Fokusnachführung anhand einer entlang des Strahlwegs verfahrbaren Linse. Bei diesem Konzept liegt die Fokussierungslinse vor den Scannerspiegeln (*post-objective Scanning*). Beim 2D-Scanner mit f-Theta-Objektiv passiert dagegen der sich aufweitende Strahl die Scannerspiegel und trifft anschließend auf ein Linsenpaket, welches sowohl fokussiert als auch den Fokuspunkt in jeder Spiegelstellung in die Scanfeldebene abbildet (*pre-objective scanning*).

Die Vorteile der Scanneroptik liegen beim RAC darin, dass die strahlablenkenden Komponenten aufgrund geringer Massen selbst bei kleinen Krümmungsra-

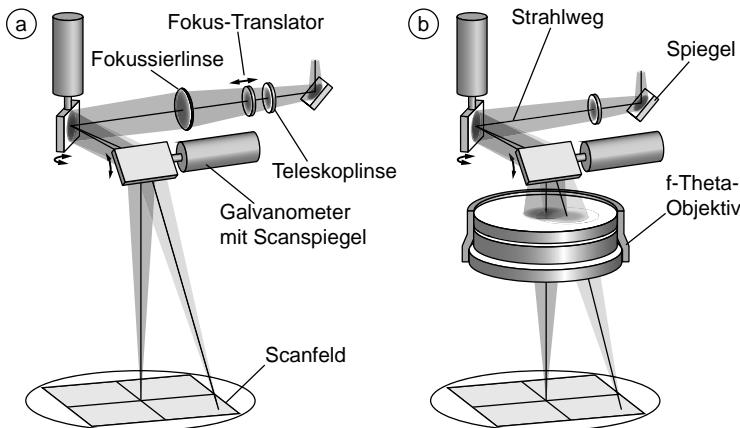


Abbildung 2.20: Aufbau von Scanneroptiken: 3D-Scanner mit Fokus-Translator (a) und 2D-Scanner mit f-Theta-Objektiv (b)

dien der Kontur hohe Bahngeschwindigkeiten zulassen. Die Verwendung von gut fokussierbarer Laserstrahlung ist die Voraussetzung für eine hohe fokale Intensität auf der Werkstückoberfläche. Die zeitliche und örtliche Disposition der thermischen Energie des Laserstrahls stellt die Hauptstellgröße bei der Prozessführung dar. Diese Wärme verteilt sich ausgehend von der Brennflecktrajektorie je nach Vorschubgeschwindigkeit v_s unterschiedlich im Bauteil. Dabei ergibt der Quotient aus Laserleistung P_L und Bahngeschwindigkeit des Brennflecks v_s die Streckenenergie einer einzelnen Überfahrt

$$E_s = \frac{P_L}{v_s}. \quad (2.25)$$

Durch Multiplikation mit der Anzahl an Belichtungen n resultiert die gesamte Streckenenergie

$$E_{s,ges} = n \cdot E_s = n \cdot \frac{P_L}{v_s}. \quad (2.26)$$

Im Falle einer Durchtrennung mit nur einer Abtragsüberfahrt gilt vereinfacht $E_{s,ges} = E_s$. Die Prozessalternativen mit einer einzelnen oder mit mehreren schnellen Abtragsüberfahrten wirken sich stark auf den thermischen Energie-

2 Grundlagen

eintrag in das zu fertigende Bauteil aus, was die Ausdehnung des thermisch veränderten Randbereichs wesentlich beeinflusst.

2.4.4 Phasen der Technologieentwicklung

Die Erforschung und Entwicklung des RAC als Fertigungsprozess für CFK durchläuft unter stetiger Zunahme der Technologiereife auf dem Weg zum industriellen Einsatz die in Abbildung 2.21 benannten Phasen des von SOMMERLATTE & DESCHAMPS (1986) vorgestellten Technologielebenszyklus'.

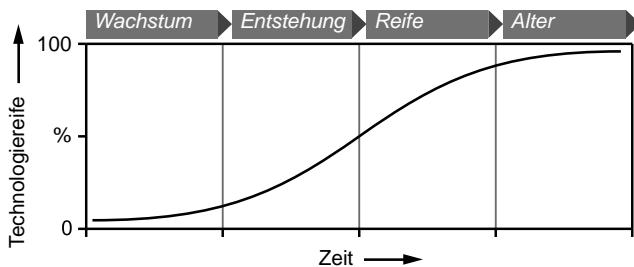


Abbildung 2.21: *Phasen des Technologielebenszyklus'* (nach SOMMERLATTE & DESCHAMPS 1986, S. 52; SCHINDLER 2015, S. 43 ff.)

Im *Wachstum* erfolgt zunächst die selektive Entwicklung sogenannter Schrittma-chetechnologien, welche den Zugang zu Absatzmärkten erschließen. Davon ausgehend findet während der *Entstehung* ein Ausbau zur Schlüsseltechnologie statt, wozu weitere Entwicklungstätigkeiten durchzuführen sind. Anschließend ist die *Reife* einer Basistechnologie anzustreben, wonach die Aufwendungen in die Technologieentwicklung abnehmen, bevor sich im *Alter* der Technologie das erreichbare Wettbewerbspotenzial immer weiter erschöpft. Dabei kann sich ein und dieselbe Technologie in unterschiedlichen Industriezweigen in verschiedenen Phasen befinden. Der Handlungsbedarf ist daher abhängig vom Fortschritt der Technologieentwicklung im Kontext der jeweiligen Anwendung zu priorisieren. Demnach ist der Schwerpunkt in den ersten beiden Phasen des Lebenszyklus' zunächst auf die wissenschaftliche Durchdringung zu legen. Im weiteren Verlauf empfiehlt sich die zunehmende Orientierung in Richtung Anwendung. Erst nach Erreichen der Technologiereife einer Basistechnologie

rücken kostenorientierte Entwicklungen in den Vordergrund. (SOMMERLATTE & DESCHAMPS 1986, S. 52 f.)

Der Umfang des Forschungsaufwands zur Steigerung der Technologiereife ist dabei vor allem in den frühen Entwicklungsphasen mit großen Unsicherheiten behaftet (SAAD et al. 1993). In einer weiteren Detaillierung des Technologielebenszyklus' unterscheidet SCHINDLER (2015, S. 54 ff.) sieben Reifegradstufen von der Grundlagenforschung bis zum Serieneinsatz. Durch die Stufen findet ebenfalls eine Priorisierung der Handlungsmöglichkeiten statt, die beispielsweise Prozessuntersuchungen und Festigkeitsnachweise im zeitlichen Ablauf vor die Bestimmung technologischer und wirtschaftlicher Kennzahlen stellt.

2.5 Wissenschaftliche Methoden

Die nachfolgend vorgestellten wissenschaftlichen Methoden fundamentieren die Vertiefung des Prozessverständnisses. Sie unterstützen den Erkenntnisgewinn durch die Reduktion der Komplexität gegenüber der Realität.

2.5.1 Analytisch rechenbare Modelle

Bei der analytischen Modellierung wird das reale Systemverhalten auf der Basis grundlegender physikalischer Zusammenhänge beschrieben. Diese Form der Abbildung erfordert einen hohen Grad an wissenschaftlicher Durchdringung und ist gerade bei technischen Systemen oftmals mit großen Schwierigkeiten verbunden. Im Zuge der Modellierung findet die Reduktion der Fragestellung auf einen geschlossenen mathematischen Ausdruck statt, dessen Lösung ein echtes Optimum darstellt. Die Vereinfachung des realen Sachverhalts, beispielsweise durch Reduktion der räumlichen Dimension, lässt oft eine analytische Abbildung auch bei komplexeren Systemen zu. Jedoch reicht die Kenntnis der physikalischen Gesetzmäßigkeiten etwa bei der Modellierung der 3D-Wärmeleitung in anisotropen, inhomogenen Werkstoffen oftmals nicht aus, um ein analytisches Modell zu generieren. (BOSSEL 2014, S. 27 ff.)

2.5.2 Numerische Simulation

Im Fall unvollständiger Kenntnis der inneren physikalischen Zusammenhänge oder einer geometrischen bzw. systemischen Komplexität des betrachteten Gegenstandes empfiehlt sich die Lösung durch numerische Methoden. Hierbei findet zunächst die mathematische Beschreibung des zu untersuchenden Sachverhalts statt. Im weiteren Schritt sind die Modellparameter entsprechend den real ermittelten Kennwerten vorzugeben. Da die mathematische Beschreibung oftmals Differenzialgleichungen enthält, welche nicht vorwärts lösbar sind, kommen im Regelfall iterative, rechnergestützte Lösungsverfahren zum Einsatz. Im Rahmen einer Validierung ist abschließend zu prüfen, ob das Simulationsmodell das reale Verhalten hinreichend genau wiedergibt. Hierzu sind geeignete Prüfverfahren notwendig, um den Abgleich am experimentellen Ergebnis zu ermöglichen. (BOSSEL 2014, S. 27 ff.)

2.5.3 Statistische Versuchsplanaung

Mit der statistischen Versuchsplanaung lassen sich funktionale Zusammenhänge zwischen den Ursachen und den Wirkungen eines Systems empirisch ermitteln und mathematisch formulieren. Sofern davon auszugehen ist, dass Wechselwirkungen zwischen jeweils mehr als zwei Eingangsgrößen vernachlässigbar gering sind, eröffnet diese Methode gegenüber der vollfaktoriellen Abarbeitung des Versuchsräumes Wege, den zeitlichen und materiellen Aufwand zu reduzieren. In diesem Fall gestattet die teilstatistische Versuchsplanaung eine minimale Anzahl erforderlicher Versuche, um das Systemverhalten hinreichend beschreiben zu können.

Systemdefinition

Zur Systemdefinition ist entsprechend Abbildung 2.22 zunächst eine Systemgrenze festzulegen, bevor anschließend die Eingangsgrößen identifiziert und die Zielgrößen gewählt werden. Dabei ist am Systemeingang zwischen Einflussgrößen und Störgrößen zu unterscheiden, abhängig davon, ob ihre Ausprägung innerhalb eines festgelegten Wertebereichs frei gewählt werden kann. Das Verhalten des betrachteten Prozesses ist zunächst unbekannt und oftmals lässt

sich eine Veränderung der Zielgrößen nicht eindeutig einer Veränderung der Eingangsgrößen zuschreiben.

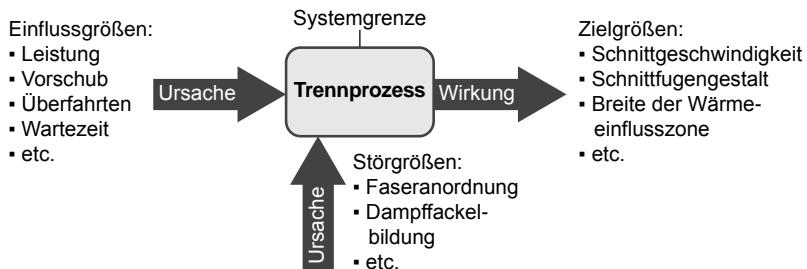


Abbildung 2.22: Beziehung der Ursachen und Wirkungen bei systematischer Be-
trachtung eines laserbasierten Trennprozesses mittels statistischer
Versuchsplanung

Im Gegensatz zur verbreiteten Variation nur einer Stellgröße sind bei statistisch geplanten Versuchen jeweils mehrere sogenannte Faktoren gleichzeitig zu verändern. Wegen der bekannten Anzahl an notwendigen Versuchen ist die experimentelle Arbeit zielgerichtet planbar. Als Resultat der Versuche ergibt die Auswertung gegenseitige Wechselwirkungen der Einflussgrößen bezüglich des Zustandekommens der Zielgrößen in Form mathematischer Zusammenhänge. Der Einsatz statistischer Methoden empfiehlt sich vor allem dann, wenn die Einflussgrößen von Störgrößen überlagert sind. Dies trifft bei technischen Systemen oft zu (SCHEFFLER 1997).

Mathematisches Beschreibungsmodell

Das Verhalten realer Systeme lässt sich in vielen Fällen durch ein lineares Beschreibungsmodell hinreichend abbilden (SIEBERTZ et al. 2010, S. 21 ff.). Im Gegensatz zur analytischen Modellierung findet in diesem Fall lediglich eine Quantifizierung des Systemverhaltens statt. Diese Art der Prozessuntersuchung bietet sich für Systeme an, deren Wirkzusammenhänge für eine analytische Beschreibung nicht infrage kommen – entweder aufgrund der zu hohen Komplexität oder wegen fehlender Möglichkeiten zur Bestimmung nötiger Eingangsdaten. Sofern lineare Ansatzfunktionen dem realen Verlauf der Zielgröße nicht

gerecht werden, kann darauf durch die Erweiterung des Beschreibungsmodells um beispielsweise höhergradige Terme reagiert werden. So ergibt sich für kubische Ansatzfunktionen die allgemeine Formulierung des Beschreibungsmodells zu

$$Y = c_0 + \underbrace{\sum_{i=1}^{n_f} c_i Z_i + \sum_{i=1}^{n_f} c_{ii} Z_i^2 + \sum_{i=1}^{n_f} c_{iii} Z_i^3}_{\text{Haupteffekte}} + \underbrace{\sum_{i=1}^{n_f-1} \sum_{j=i+1}^{n_f} c_{ij} Z_i Z_j}_{\text{Wechselwirkungen}} + \delta. \quad (2.27)$$

Die Zielgröße Y ergibt sich dabei als Summe aller Kombinationen der als Faktoren bezeichneten Eingangsgrößen Z_i , deren Anzahl n_f frei wählbar ist. Dabei finden neben den Haupteffekten auch gegenseitige Wechselwirkungen der Faktoren Berücksichtigung. Die Gewichtung aller Summanden erfolgt anhand der Modellkonstanten c_0, c_i, c_{ii} und c_{iii} . Für das kubische Modell bestimmt sich die Anzahl an Modellkonstanten n_m nach dem Ausdruck

$$n_m = 1 + 3n_f + \sum_{i=1}^{n_f-1} i. \quad (2.28)$$

Um das lineare Gleichungssystem 2.27 lösen zu können, nimmt der erforderliche Versuchsumfang entsprechend der Anzahl an Modellkonstanten n_m zu. Hierfür stehen verschiedene kommerzielle Auswerteprogramme bereit, womit sich die Lösung durch eine Regressionsanalyse ermitteln lässt. Dabei kann das Modell mittels der Varianzanalyse (ANOVA) um die Terme vereinfacht werden, welche keinen signifikanten Beitrag zu dessen Aussagesicherheit leisten.

Die Auswahl der in der jeweiligen werkstoffbezogenen Fragestellung geeigneten Art der Modellbildung setzt unter anderem eine grundlegende Kenntnis der Werkstoffeigenschaften voraus. Im Folgenden wird daher auf den Aufbau von CFK und seiner Komponenten näher eingegangen.

2.6 Prüfverfahren zur Zielgrößenbestimmung

Die Qualität der Rückschlüsse ist bei der experimentellen Arbeit in hohem Maße von den Analysemethoden abhängig. Die hier vorgestellte Auswahl begründet sich im späteren Verlauf der Arbeit dadurch, dass mit diesen Verfahren im Bezug

auf das thermische Trennen von CFK eine hohe Sensitivität bei der Ermittlung der Zielgrößen erreichbar ist.

Definition der Wärmeeinflusszone

Als Vergleichsgröße für die thermische Schädigung der Schnittkante wird im Rahmen dieser Arbeit die Breite der Wärmeeinflusszone (WEZ) herangezogen. Beim Laserstrahl trennen duroplastischer FKV unterscheiden BLUEMEL et al. (2012) zwei Teilbereiche der WEZ:

1. Bereich mit teilweise oder vollständig verdampfter Matrix
2. Bereich mit Porenbildung und optischen Veränderungen in der Matrix

Während der Bereich 1 im Schliffbild eindeutig identifizierbar ist, variiert das Ausmaß des Bereichs 2 mitunter abhängig vom Ermessen der auswertenden Person. Zudem kann eine Prozessführung mit geringem Wärmeeintrag die Breite des zweiten Bereichs auf Null abfallen lassen. Um die Aussagekraft von beispielsweise statistisch geplanten Versuchsreihen zu steigern, ist eine eindeutig messbare Zielgröße zu bevorzugen. Deshalb ist im weiteren Verlauf dieser Ausarbeitung, sofern nicht anders vermerkt, grundsätzlich der Bereich mit teilweise oder vollständig fehlenden Werkstoffkomponenten (Bereich 1) als WEZ bezeichnet.

2.6.1 Werkstoffmikroskopie

Die bloße Sichtprüfung einer Schnittkante bietet einen ersten Anhaltspunkt für die Beurteilung. Darüber hinaus steigert Mikroskopie wahlweise mittels Auflicht oder Elektronenstrahl die Aussagekraft der Ergebnisse.

Auflichtmikroskopie von Querschliffen

Da der fokussierte Tiefenbereich begrenzt ist, erfordert ein durchgehend scharfes Bild die Anfertigung eines Querschliffs der Schnittkante, wodurch zugleich der Blick auf das Innere des Werkstoffs freigegeben wird. Ausgehend von der Metallografie entwickelte sich die Werkstoffmikroskopie auch für Kunststoffe weiter (TREMLER 2001).

2 Grundlagen

Zur Bemaßung der Schnittfuge des laserbasierten Trennens von CFK existiert in den Vorarbeiten keine einheitliche Konvention. In dieser Arbeit wird die Schnittfugengestalt anhand der in Abbildung 2.23 bezeichneten Längen- und Flächenmaße dokumentiert. Damit stehen vergleichbare Messgrößen sowohl für die teilweise getrennten (a) als auch für die vollständig durchtrennten (b) Werkstoffproben bereit. Die Zulässigkeit dieser Konvention ist durch eigene Vorarbeiten bestätigt (STOCK et al. 2012). Ausgehend von der Plattenoberfläche

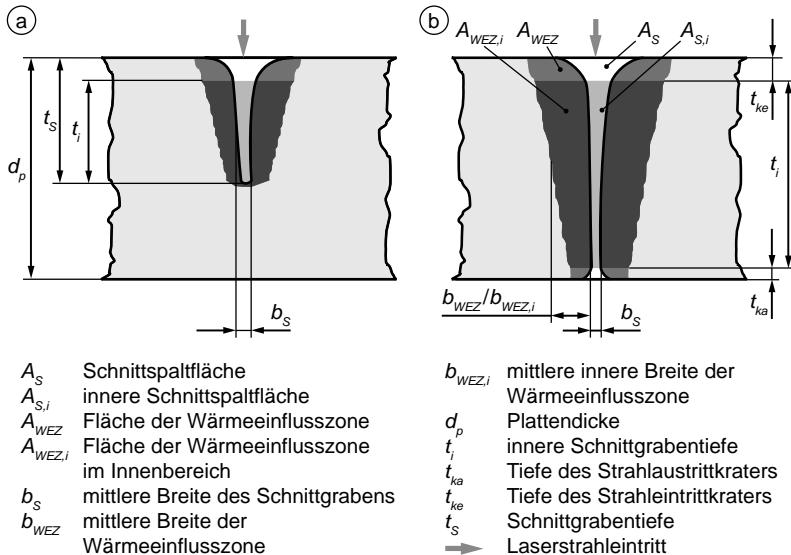


Abbildung 2.23: Abmessungen im Schliffbild bei unvollständiger (a) und vollständiger Durchtrennung (b)

bemisst dabei die Schnitttiefe t den Fortschritt der Schnittfuge. Im Falle vollständiger Durchtrennung ist dieser Wert mit der Plattendicke d gleichzusetzen. An der Stelle des Strahleintritts entsteht häufig ein Krater mit der Tiefe t_{ke} und bei manchen Versuchen auch ein Krater der Tiefe t_{ka} am Austritt des Laserstrahls. Die mittlere Schnittspaltbreite

$$b_s = \frac{A_{s,i}}{t_i} \quad (2.29)$$

wird lediglich auf dem zwischen diesen Kratern liegenden Längenabschnitt, der inneren Schnittgrabentiefe t_i , angegeben. Um die mittlere thermische Schädigungsbreite b_{WEZ} zu bestimmen, ist die Fläche der Wärmeeinflusszone A_{WEZ} auf *einer* Seite des Schnittspalts zu ermitteln und anschließend durch die Schnittgrabentiefe t_S zu dividieren:

$$b_{WEZ} = \frac{A_{WEZ}}{t_S}. \quad (2.30)$$

Vor allem bei einem schmalen Schnittspalt oder einer geringen Breite der Wärmeeinflusszone geht von der Gestalt der Krater am Ein- und Austritt des Laserstrahls ein großer Einfluss auf den Wert b_{WEZ} aus. In diesem Fall empfiehlt sich die Verwendung der mittleren inneren Breite der Wärmeeinflusszone

$$b_{WEZ,i} = \frac{A_{WEZ,i}}{t_i} \quad (2.31)$$

als weitere Vergleichsgröße.

Rasterelektronenmikroskopie

Die Bildgebung mittels Rasterelektronenmikroskop (REM) kommt vorzugsweise dann zum Einsatz, wenn die Darstellung von Strukturen bis in den Sub-Mikrometerbereich gefordert ist. Indes ermöglicht die relativ hohe Schärfentiefe, die räumliche Gestalt der Werkstoffoberfläche im Detail zu betrachten. Die aufwändigeren Handhabung in Kombination mit dem begrenzten Bildausschnitt geben diesem Verfahren vor allem bei stichprobenartigen Validierungen den Vorzug.

2.6.2 Thermogravimetrie mit Emissionsgasanalyse

Den Abtragsmechanismus des FKV kennzeichnet die teilweise Verdampfung in der Schnittfuge und im thermisch geschädigten Bereich. Zwar finden sich in der Literatur Angaben zu den Verdampfungstemperaturen der Werkstoffkomponenten, jedoch sind diese häufig unter inerter Atmosphäre gewonnen worden und dadurch nicht uneingeschränkt auf das RAC mit sauerstoffhaltiger

2 Grundlagen

Umgebung übertragbar. So gibt beispielsweise CHERIF (2011, S. 99) die Zersetzungstemperatur der CF mit $T_{z,F} = 3650\text{ }^{\circ}\text{C}$ an. Zusätzlich sorgt die große Auswahl an kommerziell verfügbaren Werkstoffkomponenten, vor allem seitens der Matrixsysteme, für Diskrepanzen.

Mittels der thermogravimetrischen Analyse (TGA) lässt sich die Gewichtsänderung im Laufe der thermischen Zersetzung eines Werkstoffs bestimmen. Dabei kommt eine hochauflösende Waage zum Einsatz, die kleinste Änderungen der nur wenige Mikrogramm schweren Probe aufzeichnet. Zudem besteht die Möglichkeit, die Prüfkammer mit einem definierten Gasgemisch zu durchströmen; schließlich kann das Vorhandensein von Sauerstoff die Verdampfungsschwellen verändern, beispielsweise durch exotherme Reaktionen. Die chemische Zusammensetzung der gasförmigen Emissionen, die während der TGA entstehen, kann direkt oder nach der Anreicherung in einer Kühlfalle analysiert werden. Dabei trennt ein Gaschromatograph (GC) das Gemisch auf und ionisiert dessen Bestandteile, bevor ein Massenspektrometer (MS) die molare Masse der eintrifenden Moleküle detektiert. Die als GC-MS bezeichnete Kopplung dieser Geräte ist geeignet, flüchtige Verbindungen mit hoher Genauigkeit zu erkennen. (NETZSCH-GERÄTEBAU GMBH 2016)

2.6.3 Festigkeitsprüfung von Faser-Kunststoff-Verbunden

Zur Dimensionierung hoch belasteter Strukturbauten ist die Kenntnis von Werkstoffkennwerten erforderlich. Ferner ist im Hinblick auf das Laserstrahl trennen von CFK noch nicht abschließend geklärt, welche Auswirkung der Wärmeeintrag an der Schnittkante auf die Bauteileigenschaften mit sich bringt. In mehreren Vorarbeiten erfolgte bereits eine Bewertung der WEZ anhand mechanischer Prüfergebnisse. Die Verfahren der quasistatischen Zugprüfung sind dabei nicht zuletzt aufgrund des geringen Aufwands für die Probenvorbereitung und für die Versuchsdurchführung weit verbreitet. Für FKV kann hierbei die Norm für die Zugprüfung von Kunststoffen herangezogen werden (DIN EN ISO 527-4:1997-07)².

²Deutsche Fassung einer unter Federführung der Internationalen Organisation für Normung (ISO) oder des Europäischen Komitees für Normung (CEN) entstandenen Norm, die dann von beiden Organisationen veröffentlicht wurde.

Die Besonderheit des Lochleibungstests (engl.: bolt bearing test) besteht in der Krafteinleitung direkt auf der zu untersuchenden Schnittfläche (ASTM D5961/D5961M-13)³. Diese Prüfung bietet sich daher vor allem bei Bohrungen für Krafteinleitungselemente an. Da Strukturbauenteile häufig dynamisch beansprucht sind, erfolgt die Dimensionierung beispielsweise metallischer Komponenten unter Annahme von Lastkollektiven (KLEIN 2007, S. 333 ff.). Dynamische Festigkeitsuntersuchungen dienen dabei zur Absicherung einer vorgegebenen Zeitfestigkeit. Für Metalle ist deshalb die dynamische Zugprüfung (DIN 50100:2015-11)⁴ weit verbreitet. Für Polymere hingegen existiert eine verwandte Prüfnorm (ASTM D3479 / D3479M-12).

Im Allgemeinen eignen sich die vorausgehend genannten Verfahren hauptsächlich für die Untersuchung des Grundwerkstoffes. Der Einfluss der Kanten-eigenschaften eines Prüfkörpers aus einem FKV auf dessen quasistatische oder dynamische Festigkeit ist im Vergleich zu Schwankungen im Werkstoff gering. Vor diesem Hintergrund empfiehlt sich die Prüfung von gelochten Streifen-prüfkörpern, da im Umfeld der Kerbe eine Spannungsüberhöhung auftritt, welche einer real ungleichmäßig verteilten Belastung nahe kommt. Speziell für FKV stehen verschiedene Prüfvorschriften für die dynamische Untersuchung sowohl unter Druckbeanspruchung (ASTM D6484/D6484M-09) als auch für die Belastung auf Zug (ASTM D5766/D5766M-11) bereit. Entsprechend dieser Prüfstandards ist die Rauheit der äußeren Schnittkanten des Prüfkörpers durch eine geeignete Nachbearbeitung auf ein gefordertes Maß zu reduzieren. Zudem sind Defekte wie beispielsweise Delaminationen auszuschließen, da andernfalls unbrauchbare Versuchsergebnisse zu erwarten sind (ASTM D6484/D6484M-09). Im Umkehrschluss ist anzunehmen, dass sich die Sensitivität der Versuchsergebnisse hinsichtlich der Kantenbeschaffenheit dahingehend nutzen lässt, um unterschiedliche Schnittkanten von CFK zu vergleichen. Die auf dieser Überlegung basierende Prüfgeometrie und -beanspruchung ist Abbildung 2.24 zu entnehmen.

³ Internationale Standardisierungsorganisation (ASTM)

⁴ Deutsches Institut für Normung (DIN)

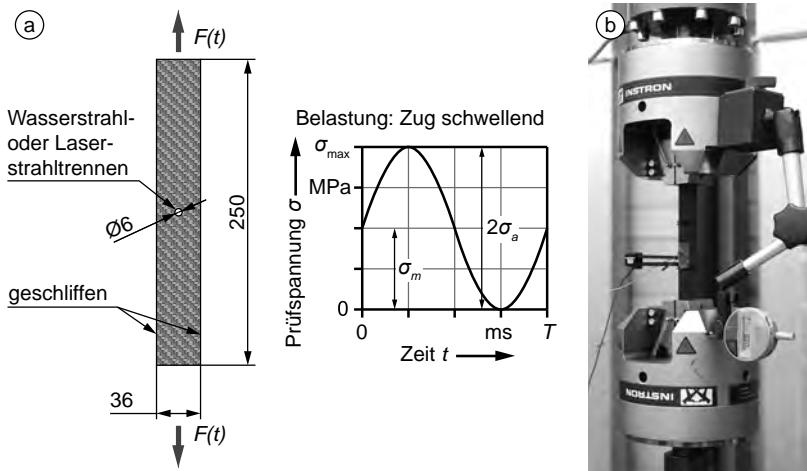


Abbildung 2.24: Gelochter Prüfkörper unter schwelender Zugbeanspruchung (nach ASTM D5766/D5766M-11, a) sowie die Einspannung in einer servohydraulischen Prüfmaschine (b)

2.6.4 Zerstörungsfreie Prüfung mittels Ultraschall

Die zerstörungsfreie Detektion von Rissen und Schichtablösungen im Laminatinneren kann mittels Ultraschall-Tomographie erfolgen (BOEHM et al. 2012). Während der Messung ist ein Prüfkopf über die nach Möglichkeit ebene Bauteiloberfläche zu führen. Der darin befindliche Gruppenstrahler (engl. *Phased Array*) weist orthogonal zur Bewegungsrichtung eine Reihe an Ultraschallquellen auf, die im Mega-Hertz-Bereich emittieren. Während der Messung wird das Ultraschallecho aufgezeichnet, welches von den Grenzflächen im Kontinuum zurückgeworfen wird. Dadurch lassen sich im sogenannten *C-Scan-Mapping* die 3-D-Position und die Ausdehnung flächiger Defekte im Laminat mit einer Kantenlänge von $> 1 \text{ mm}$ erfassen.

2.7 Zusammenfassung

Die Inhalte der vorangegangenen Abschnitte bilden die Grundlagen für die Erforschung des laserbasierten Konturbeschnitts von CFK.

Im Zuge eines methodischen Vorgehens stehen dabei unterschiedliche Arten der Modellbildung zur Verfügung. Mit mathematischen Modellen können rechnerisch Ergebnisse erhoben werden, die experimentell nur schwer zu ermitteln sind. Während numerische Modelle iterativ lösbar sind, lassen sich analytische vorwärts rechnen. Letztere erfordern jedoch einen hohen Grad des Verständnisses der inneren Vorgänge des betrachteten Systems. Der hohe Aufwand, der mit beispielsweise der Werkstoffprüfung einher geht, erfordert ein strukturiertes Vorgehen bei Experimenten. Hierzu wurde mit der statistischen Versuchsplanung ein geeignetes Werkzeug vorgestellt, das mit einer geringen Anzahl an Versuchen möglichst umfassende Aussagen über das Systemverhalten zulässt. So lassen sich empirische Modelle erstellen, die häufig bereits mit linearen Funktionen die Wirkungen und Wechselwirkungen treffend beschreiben.

Aus dem Überblick zum Werkstoff, der den Aufbau und die Herstellung einschließt, werden im weiteren Verlauf der Arbeit vor allem die thermischen und optischen Eigenschaften der Komponenten und die Vorgänge an der Faser-Matrix-Grenzschicht von Interesse sein. Die sehr hohe Verdampfungstemperatur der CF in Verbindung mit einem hohen Wärmeleitkoeffizienten in Längsrichtung kann einen starken Eintrag thermischer Energie in das Harz durch die Faser-Matrix-Grenzfläche verursachen. In den duroplastischen Komponenten tritt eine Schädigung im Vergleich zur CF bereits bei einer Temperatur ein, die um eine Zehnerpotenz niedriger liegt.

Im Hinblick auf die Systemtechnik besitzen die Strahlintensität auf der Bauteiloberfläche und die Dynamik der Brennfleckführung einen großen Einfluss auf das Prozessergebnis. Die vorgestellten laserbasierten Trennverfahren zeichnen sich jeweils durch verschiedene Vor- und Nachteile aus, worauf im Abschnitt zum Stand der Forschung noch im Einzelnen eingegangen wird. Hervorzuheben ist das RAC, bei dem der Energieeintrag mit hoher Flexibilität erfolgen kann, wodurch sich neue Freiheitsgrade zur Reduktion der Temperaturbelastung des Bauteils ergeben.

Die Konturbearbeitung tragender Bauteile erfordert darüber hinaus mechanische Werkstoffeigenschaften und Mechanismen des Bauteilversagens zu beleuchten, wozu geeignete bzw. spezifisch angepasste Prüfverfahren einzusetzen sind.

3 Stand der Forschung

3.1 Allgemeines

Der folgende Überblick über einschlägige Forschungsarbeiten gliedert sich in die Beschreibung industriell eingesetzter Beschnittprozesse von CFK und in die Vorstellung von Forschungsarbeiten an einer laserbasierten Prozessalternative. Hierbei wird zwischen zwei grundsätzlichen Verfahrensprinzipien unterschieden: Sublimationsschneiden mit Festoptiken und Remote-Abtragstrennen mit Scanneroptiken. Die zur Erhöhung des Prozessverständnisses erstellten analytischen Modelle und Simulationen schließen dieses Kapitel ab.

3.2 Industriell eingesetzte Beschnittprozesse

Derzeit werden vor allem zwei Trennprozesse für den Konturbeschnitt von CFK-Bauteilen industriell eingesetzt. Dabei handelt es sich um das Fräsen und das abrasive Wasserstrahlschneiden.

3.2.1 Fräsen

Bei der Fräsbearbeitung bewegt sich in einer Werkzeugmaschine das rotierende Werkzeug relativ zum Werkstück entlang einer vorgegebenen Kontur. Die geometrisch bestimmten Schneiden des Fräzers tragen dabei das überstrichene Bauteilvolumen durch den Abhub von Spänen ab.

Anders als beim Fräsen von Metallen geht der Materialabhub von CFK nicht mit einer ausgeprägten plastischen Deformation des Spans einher, sondern mit dem spröden Bruchverhalten des FKV. Dabei sind im Grunde zwei Werkstoffkomponenten prozesssicher zu trennen, was darüber hinaus durch die in der Regel wechselnde Ausrichtung der CF erschwert ist.

3 Stand der Forschung

Hierzu ermittelten RAHMAN et al. (1999) geeignete Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten für verschiedene Abtragstiefen. Aufgrund der stark abrasiven Wirkung der CF ist die Werkzeugstandzeit bei dieser Anwendung vergleichsweise gering. Ein für CFK häufig benannter Schnittfehler ist der Faser-Auszug, welcher bei nachlassender Werkzeugschärfe zunehmend auftritt (RAHMAN et al. 1999). TETI (2002) gibt in seinem Überblick zur Werkzeugstandzeit an, dass bei CFK die Härte der Werkzeugoberfläche der entscheidende Faktor sei. Einen weiteren Beitrag lieferten MORANDEAU et al. (2011) durch die Messung der Schnittkräfte in Abhängigkeit von den Fräspanparametern. Diesen Ansatz griffen auch SORRENTINO & TURCHETTA (2011) auf, welche darüber hinaus die Bauteilqualität anhand der Schnittkantenrauheit bewerteten. Eine weiterführende Beschreibung geeigneter Werkzeuggeometrien legte AVK E. V. (2013, S. 513 ff.) vor.

3.2.2 Abrasives Wasserstrahlschneiden

Ein weiteres industriell angewandtes Trennverfahren ist das abrasive Wasserstrahlschneiden (AWS). Der Abtrag erfolgt hierbei durch einen Hochdruck-Wasserstrahl, der ein Abrasivmittel mit sich führt. Gegenüber dem reinen Wasserstrahl trennen bewirkt die Zugabe der Feststoffpartikel eine stark verminderte Rauheit der Schnittflächen und bis zu 40-fach höhere Vorschubgeschwindigkeiten. (AVK E. V. 2013, S. 521 ff.)

Ein bei CFK häufig auftretender Schnittfehler ist die Delamination. Der Verlust des interlaminaren Zusammenhalts entsteht, wenn die einzelnen Schichten des Verbunds stark unterschiedlich belastet werden. Als Ursachen hierfür können der Staudruck beim Einstechen sowie eine starke Impulsänderungen des Schneidstrahls während des Trennens benannt werden. SHANMUGAM et al. (2002, 2008) untersuchten dieses Phänomen eingehend und entwickelten hierzu eine Modellvorstellung. Die Wahl geeigneter Schnittparameter schafft hierbei weitgehend Abhilfe, indem beispielsweise Einstechvorgänge mit stark reduziertem Wasserdruk stattfinden. FOLKES (2009) zeigte anhand von umfangreichen Untersuchungen mit fünfachsigen Wasserstrahlanlagen vielseitige Bearbeitungsmöglichkeiten auf. Es geht hervor, dass durch die Wahl der geeigneten Schnittparameter die Rauheit der Schnittkante merklich reduziert werden konnte. Da die mittels AWS hergestellten Flächen des Schnittspalts winklig

aufeinander zulaufen, sind moderne Anlagen mit einer Winkelkorrektur der Wasserdüse ausgestattet.

Volle 3-D-Funktionalität erreichen robotergeführte Wasserstrahlsysteme, welche industriell beim Beschnitt von Automobil-Strukturauteilen eingesetzt werden. Wegen feiner Ablagerungen des Abrasivmittels ist die Bauteiloberfläche nach dem Konturbeschnitt zu reinigen (KIEF et al. 2015, S. 321). Da die Wasserdüse durch den Kontakt mit den Schleifpartikeln verschleißt, ist diese in regelmäßigen Abständen zu wechseln. AVK E.V. (2013, S. 521) schätzen diesen Verschleiß verglichen mit dem Fräsen gering ein, da kein Werkzeug direkt in das Werkstück eingreift.

Bedingt durch das Wirkprinzip treten beim AWS geringe mechanische Bauteilbelastungen auf. Der thermische Abtrag mittels Laserstrahlung ist dem gegenüber eine nahezu kraftlose Prozessalternative, die im Folgenden näher beschrieben ist.

3.3 Arbeiten zum Laserstrahl trennen

In frühen Arbeiten an einer laserbasierten Prozessalternative für die Umrissbearbeitung von FKV fanden CO₂-Laserstrahlquellen Verwendung (HOHENSEE 1992). Beim Abtrag von CFK erweist sich die hierfür typische Wellenlänge $\lambda = 10,6 \mu\text{m}$ im fernen Infrarot (IR) als vorteilhaft, da sie von beiden Komponenten des Werkstoffs hochgradig absorbiert wird.

Mit der Entwicklung von Strahlquellen, die Strahlung im nahen IR-Spektrum erzeugen, ergeben sich gemäß Gleichung 2.18 noch höhere Intensitäten, wodurch Remote-Bearbeitungsprozesse erst möglich wurden (OEFEL 2013). Die vergleichende Bewertung praxisrelevanter Prozessmerkmale durch AVK E.V. (2013, S. 525) zeigt klare Vorteile des laserbasierten Trennens gegenüber den zuvor genannten Vergleichsprozessen auf: Neben der mechanischen Bauteilbelastung ist vor allem der Werkzeugverschleiß sehr gering einzustufen.

3.3.1 Sublimationsschneiden mit Festoptiken

In bisherigen Arbeiten zum Trennen von CFK stand hauptsächlich das Sublimationsschneiden mit Festoptiken im Mittelpunkt. CAPRINO & TAGLIAFERRI

3 Stand der Forschung

(1988) setzten CO₂-Laserstrahlung ein, um FKV zu trennen, die aus einer thermoplastischen Matrix und einer Verstärkung aus Aramid-, Glas- oder Kohlenstofffasern bestanden. Den Kern der Arbeit bildet die experimentelle Bewertung der Kantenqualität und ein analytisches Modell zur Vorhersage der Schnittgeschwindigkeit. Als Voraussetzungen für eine hohe Kantenqualität wurden dabei für die Bearbeitung niedriger Werkstoffdicken schnelle Vorschubraten und eine hohe Strahlungsintensität genannt.

KRISMANN (1994) stellte einen umfassenden Prozessvergleich zwischen dem Trennen mit CO₂-Laserstrahlung und dem Wasserstrahl trennen von thermoplastischen FKV an. Gestützt auf die experimentellen Untersuchungen baute er ein analytisches Modell der Schnittfugengeometrie auf und berechnete zudem die Ausdehnung der thermischen Schädigung. Ein ähnliches Modell verwendeten PAN & HOCHENG (1998), wodurch sich Arbeiten hinsichtlich der anisotropen Wärmeleitung in unidirektionalen FKV weiterentwickelten (CENNA & MATTHEW 2002; PAN & HOCHENG 2001).

Parallel dazu erarbeitete LIEBELT (1998) ein analytisches sowie ein numerisches Modell des Laserstrahlschneidens von FKV. Der Einsatz von CO₂-Laserstrahlquellen wurde auch in aktuellen Arbeiten thematisiert, in denen unter anderen SHYHA (2013) die Kanteneigenschaften untersuchte. Aufbauend auf den Arbeiten von WEBER et al. (2011a) & WEBER et al. (2011b) generierte MUCHA et al. (2014) ein kalibriertes Wärmeleitungsmodell, womit eine Vorhersage der thermischen Werkstoffschädigung beim Trennen von CFK getroffen werden kann.

Mit der Verfügbarkeit von Faserlasern im Multi-kW-Bereich, die mit einer Wellenlänge von 1068 nm im nahen Infrarot (NIR)-Spektrum emittieren, erschlossen sich neue Möglichkeiten der Materialbearbeitung. Dies geht aus der von GOEKE (2011) vorgenommenen Gegenüberstellung eines Faserlasers und eines CO₂-Lasers beim Trennen von CFK hervor.

WEBER et al. (2012) formulierten einen rechnerischen Zusammenhang zwischen der Zunahme der mittleren Laserstrahlintensität und der Abnahme der thermischen Schädigungsbreite, deren Ausmaß sie durch das Erreichen der Verdampfungstemperatur der Matrix beschrieben. Die so berechneten Kurven belegten sie mit aus anderen Quellen bereits vorliegenden, experimentell ermittelten Werten. Darunter sind für das Trennen mit cw-Laserstrahlquellen mit Festoptik die Arbeiten von HERZOG et al. (2008), WEBER et al. (2011a) und GOE-

KE & EMMELMANN (2010) genannt, welche sich mit Breiten der WEZ oberhalb 200 μm einreihen. Hingegen ließe sich die Breite der WEZ mittels der erhöhten Intensität eines SM-Faserlasers auf deutlich unter 100 μm reduzieren. Der Energiebedarf des laserbasierten Trennens hängt dabei stark von der lokal vorliegenden Faserausrichtung im Werkstoff ab, was (FUCHS et al. 2013) für das Trennen trockener Preforms hervorhoben.

3.3.2 Remote-Abtragsschneiden mit Scanneroptiken

Faserlaser und Scheibenlaser emittieren Licht mit Wellenlängen im NIR-Spektrum und sind im Multi-kW-Bereich mit guter Strahlqualität verfügbar. Damit beim Schneiden von FKV der Bereich der thermischen Randzonenschädigung, auch WEZ genannt, klein bleibt, hat sich bereits beim Arbeiten mit Festoptiken eine hohe Vorschubgeschwindigkeit bewährt. Durch die Verfahrgeschwindigkeit der Kinematik und die träge Masse der Bearbeitungsoptik war diese eng begrenzt. Erst durch die Verwendung von Scanneroptiken konnte diese Grenze überschritten werden. Zudem stehen durch moderne SM-Strahlquellen erstmals hohe Ausgangsleistungen bereit, die dank der Eigenschaften der emittierten TEM_{00} -Mode stark fokussierbar sind. LÜTKE et al. (2011) zeigten für das Trennen von dünnen Metallblechen, dass die Energieeffizienz im Vergleich zum weit verbreiteten Schmelzschneiden merklich gesteigert ist. Nur durch die hohe Bahngeschwindigkeit des Brennflecks kann dabei im Gegensatz zum Laserstrahl-Tiefschweißen ein Auswurf der Schmelze erreicht werden, der durch den Verdampfungsdruck in der Dampfkapillare verursacht ist. MUSIOL (2015) vertiefte dieses Verständnis und leistet einen Beitrag durch die Entwicklung eines teilanalaytischen Prozessmodells, welches der Vorhersage der Schnitttiefe und des Energiebedarfs beim Trennen schmelzbarer Werkstoffe dient.

Primär für Schweißapplikationen stellte MUNZERT (2010) Algorithmen zur Bahnanplanung auf, wodurch sich Nebenzeiten für die Umpositionierung der Kinematik durch eine synchronisierte Bewegung von Scanneroptik und Industrieroboter vermeiden lassen. Im Gegensatz zum Schweißen sind beim RAC häufig mehrere Belichtungen der Schnittfuge nötig. In diesem Zusammenhang entwickelte HATWIG (2014) einen Ansatz zur automatisierten Bahnanplanung, um

3 Stand der Forschung

eine fliegende Bearbeitung von Schnittkonturen, deren Ausmaß das Scanfeld übertrifft, zu ermöglichen. Da die vorliegenden Arbeit auf Verwendung der selben Anlagentechnik basiert, ist das zweite Szenario der darin enthaltenen wirtschaftlichen Bewertung ohne Einschränkung auf das Trennen von CFK übertragbar (HATWIG 2014, S. 132 ff.).

Trennen von CFK

Erste Prozessuntersuchungen zum RAC von CFK beschrieben KLOTZBACH et al. (2011a,b) & KLOTZBACH et al. (2012). Durch die hohe Intensität der eingesetzten SM-Laserstrahlung konnte die Breite der WEZ auf rund 50 µm verringert werden. Zudem bestätigen die Arbeiten von BLUEMEL et al. (2013) und NIINO et al. (2013, 2014, 2015) die mit dieser Systemtechnik erreichbare hohe Kantenqualität beim Trennen von Bauteilen mit wenigen Millimetern Dicke.

Durch den Einsatz leistungsstärkerer Laserstrahlquellen lassen sich die effektive Schnittgeschwindigkeit weiter steigern und Schnitttiefen bis ca. 6 mm prozesssicher erreichen (HERZOG et al. 2015; JUNG et al. 2012, 2013; WEBER et al. 2012). CFK von bis zu 16 mm Dicke konnten HERZOG et al. (2016) unter Anwendung einer Schnittstrategie trennen, bei welcher der Schnittgraben durch parallele Abtragsüberfahrten verbreitert wird.

3.3.3 Trennen mit gepulster Laserstrahlung

Eine Möglichkeit zur Steigerung der Intensität bietet der Einsatz gepulster Laserstrahlung. Da die mittlere Ausgangsleistung gepulster Systeme aus technischen Gründen deutlich unterhalb der von cw-Strahlquellen liegt, bleibt aktuell die gepulst erreichbare Schnittgeschwindigkeit hinter den Anforderungen an einen großserientauglichen Prozess zurück (DITTMAR et al. 2012). Laut STUTE et al. (2014) besitzt vor allem das Trennen mit Laserpulsen im Bereich von Nanosekunden vielfältige industrielle Anwendungsmöglichkeiten. Durch die Verkürzung der Pulsdauer hin zu Pikosekunden bei gleichzeitiger Steigerung der mittleren Ausgangsleistung steigt die maximale Intensität des Energieeintrags sprunghaft an. Auf diesem Weg wird die sogenannte „kalte“ Ablation möglich, wobei der Werkstoffabtrag ohne nennenswerten Wärmeeintrag in das

Werkstück stattfindet (ZIERMANN et al. 2012). Dadurch ist eine hohe Kantenqualität darstellbar und insbesondere beim Trennen von CFK ist die geringe Breite der WEZ hervorzuheben, welche EMMELMANN et al. (2011) mit weniger als 20 µm angeben. Nach der Übersicht von WEBER et al. (2012) lässt sich dieser Wert durch die Maximierung der Strahlintensität auf unter 1 µm senken.

3.3.4 Festigkeitsbewertung von Schnittkanten

In die Bewertung der Schnittkantenqualität sind hinsichtlich der Herstellung von Stukturbauten neben optischen Merkmalen vor allem Festigkeitseigenschaften einzubeziehen. HERZOG et al. (2008) kamen diesbezüglich zum Schluss, dass der Festigkeitsabfall von laserstrahlgeschnittenen CFK-Prüfkörpern bei der quasistatischen Zugprüfung hauptsächlich von der thermischen Schädigungsbreite an deren Rand abhängt. Dieser Sachverhalt geht auch aus den Ausführungen von HARADA et al. (2012) hervor. Alternativ ging JAESCHKE (2011) den Weg, die interlaminare Scherfestigkeit zu bestimmen, was in Drei-Punkt-Biegeversuchen geschah (DIN EN 2563:1997-03), und HERZOG et al. (2008) stellten Ergebnisse aus Vier-Punkt-Biegeversuchen vor (DIN EN ISO 14125:2011-05). Mit dem Ziel, die Kanteneigenschaften von CFK zu bewerten, griffen HARADA et al. (2012) auf eine Prüf norm für Polymere zurück (ASTM D3479 / D3479M-12), jedoch ohne klare Tendenzen bezüglich der Kanteneigenschaften ableiten zu können.

3.3.5 Untersuchung der Prozessemissionen

Grundsätzlich empfiehlt sich beim Werkstoffabtrag mittels Laserstrahlung zu prüfen, ob gesundheitsgefährdende Emissionen auftreten. Als gesetzliche Bewertungsgrundlage für derartige Expositionen gelten in Deutschland die Technischen Regeln für Gefahrstoffe (TRGS). Diese enthalten verbindliche Arbeitsplatzgrenzwerte (TRGS 900:2006-01) und darüber hinaus die Beschreibung der Bewertung inhalativer Exposition (TRGS 402:2010-01). Über die teilweise Verdampfung von Werkstoffanteilen hinausgehend zeigen Hochgeschwindigkeitsaufnahmen von HAFNER & FREITAG (2011), dass in der Wechselwirkungszone des Laserstrahls CF-Fragmente entstehen. Die gesundheitlichen Gefahren,

3 Stand der Forschung

die von diesen Partikeln ausgehen, sind aktuell noch nicht vollständig absehbar. Faserfragmente, die nach der Definition der Weltgesundheitsorganisation (WHO) eine Länge von mehr als $5\text{ }\mu\text{m}$, einen Durchmesser von weniger als $3\text{ }\mu\text{m}$ und ein Länge-Durchmesser-Verhältnis von mehr als 3 : 1 haben, stehen jedoch unter erhöhtem Verdacht, bei Einatmung Lungenkrebs auszulösen (TRGS 905:2002-01). Solange im Bezug auf derartige Risiken nichts Gegenteiliges belegt ist, sind vergleichbare Vorsichtsmaßnahmen wie beim Umgang mit beispielsweise Asbestfasern angeraten (TRGS 519:2014-01).

Ein zentraler Punkt der Arbeiten von COLLMER & RUTHER (2012) bestand deshalb darin, eine Messmethode zur quantifizierbaren Bestimmung der Prozessemissionen zu entwickeln und auf verschiedene Prozessvariationen anzuwenden. WALTER et al. (2014) zeigten überdies für unterschiedliche Schnittstrategien auf, in welcher Art und Menge luftgetragene Emissionen abhängig von der Prozessführung auftreten. Daher ist die Anwendung einer geeigneten Erfassungsvorrichtung und die anschließende Filterung der belasteten Abluft zwingend erforderlich. Beispielhafte technische Lösungen zur Luftreinhaltung im Bereich der Werkstoffbearbeitung können dem von BIEGERT (2001) vorgestellten Katalog entnommen werden. Ein konkretes Beispiel für eine prozessnahe Erfassung haben HERZOG et al. (2016) umgesetzt. Durch derartige technische Einrichtungen ist die Gefährdung von Bedienpersonen nachweislich auszuschließen. Dies gilt gleichermaßen für die Produktion und für die Forschung am Prozess.

3.4 Verfügbare Prozessmodelle

Die Zusammenhänge der unterschiedlichen physikalischen Abläufe sind beim Abtrag von CFK beispielsweise aufgrund der komplexen Wechselwirkungen in der Regel nicht ausschließlich experimentell zu gewinnen. Die Modellierung von Teilespekten des realen Prozesses ist in zahlreichen wissenschaftlichen Arbeiten behandelt. Darunter finden sich Modelle des eigentlichen Abtrags sowie der Wärmeleitung im Werkstoff. Unterschiedliche Vereinfachungen stellen dabei die Berechenbarkeit sicher. Darunter fallen beispielsweise die Verwendung eines homogenen Werkstoffmodells mit orthotropen Eigenschaften, die Abbildung eines möglichst kleinen Werkstoffausschnitts sowie weitere Annahmen,

welche die Abläufe in der Prozesszone betreffen. Die nachfolgend vorgestellte Auswahl ist entsprechend der in Abschnitt 2.5 (S. 49) getroffenen Einteilung in analytische und numerische Modelle gegliedert.

3.4.1 Analytische Modelle

Eine frühe Anwendung der analytischen Modellbildung des thermischen Trennens findet sich bei CAPRINO & TAGLIAFERRI (1988), die dazu genutzt wird, für verschiedene FKV die maximale Schnittgeschwindigkeit rechnerisch zu ermitteln. SHENG & CHRYSSOLOURIS (1995) sowie LIEBELT (1998) entwickelten diesen Ansatz weiter und bauten die Modellierung des laserbasierten Abtrags von FKV weiter aus. Darüber hinaus bildeten PAN & HOCHENG (1998, 2001) die anisotrope Wärmeleitung beim Laserstrahl trennen unidirektionaler Faser-Kunststoff-Verbunde (FVK) ab, um die thermische Schädigungszone des Werkstoffes zu bestimmen. Darauf aufbauend erarbeiteten CENNA & MATHEW (2002) die Vorhersage von Prozessparametern. Als Ergebnis der weiteren Entwicklung stellten WEBER et al. (2011b) und MUCHA et al. (2014) in ihren Arbeiten ein kalibriertes Wärmeleitungsmodell vor, welches zur Prognose der thermischen Werkstoffschädigung beim Trennen von CFK genutzt wird.

3.4.2 Numerische Modelle

Im Themenbereich der vorliegenden Ausarbeitung erstellten CHENG et al. (1998) ein numerisches Modell zur 3-D-Wärmeleitung beim Laserstrahlbohren von CFK. LIEBELT (1998) wendete die Finite-Elemente-Methode (FEM) zur Simulation der WEZ in FKV an, indem er den Verlauf von Isothermen in einem homogen angenommenen Werkstoff im Zuge einer transientes Berechnung ermittelte. Darüber hinaus stellten NEGARESTANI et al. (2010) eine transiente Abtragssimulation des thermischen Abtrags von CFK vor. Ihr Simulationsmodell zeichnet sich durch die Diskretisierung der Fasern im Verbundwerkstoff aus. Dadurch eröffnen sich Möglichkeiten, das unterschiedliche Abtragsverhalten von Fasern und Matrix zu untersuchen und damit verbundene Fragen zur Wärmeleitung zu erforschen.

3 Stand der Forschung

Die Komplexität des zugrundeliegenden mathematischen Problems übersteigt ab einer bestimmten Modellgröße infolge der hohen Anzahl an mathematischen Freiheitsgraden die Rechenkapazität leistungsfähiger Simulationscomputer. Daher sind in den vorausgehend genannten Ansätzen verschiedene Vereinfachungen vorzufinden, wozu die Annahme eines homogenen Werkstoffs zählt. Der Rechenaufwand lässt sich darüber hinaus mit einem vergrößerten Rechennetz oder einer Reduktion des simulierten Werkstoffvolumens steuern. Eine weitere Vereinfachung gelingt durch die Vernachlässigung einzelner physikalischer Effekte, wodurch die Modellgüte jedoch sinkt.

3.5 Zusammenfassung

Im vorausgehend beschriebenen Stand der Forschung zum Trennen von CFK wurden zunächst die beiden industriell angewandten Prozesse Fräsen und Wasserstrahl trennen vorgestellt. Dabei ist beim Fräsen vor allem der hohe Werkzeugverschleiß als kritisch zu nennen, den die abrasive Eigenschaft der CF bedingt. Beim abrasiven Wasserstrahl trennen können hingegen aufgrund der Beaufschlagung der Schnittfuge mit hohem Druck Delaminationen entstehen, vor allem wenn die Qualität des FKV Schwankungen unterliegt. In diesem Punkt bestand auch die Motivation, mit einem laserbasierten Verfahren eine verschleißfreie Alternative zu schaffen. Frühe Arbeiten untersuchten vor allem das Sublimationsschneiden mit Festoptik und bestimmten neben der erreichbaren Schnittgeschwindigkeit die Breite der WEZ. Diese konnte mit gepulsten Strahlquellen signifikant reduziert werden, wobei hier die Schnittleistung hinter leistungsstarken Strahlquellen im cw-Betrieb nachsteht.

Das vergleichsweise junge Verfahren des RAC vereint leistungsfähige Strahlquellen mit einer hohen örtlichen und zeitlichen Flexibilität der Energieeinbringung dank dem hohen möglichen Vorschub durch die Scanneroptik. Während das Prozessverständnis für das Trennen dünner Bleche bereits weit entwickelt ist, besteht für das Trennen von CFK noch großer Handlungsbedarf. In diesem Zusammenhang ist die Notwendigkeit, Prozessemisionen durch geeignete technische Maßnahmen zu erfassen, zu nennen, wobei der Nachweis der Arbeitsplatzsicherheit bei der Laserstrahlbearbeitung von CFK zu führen ist.

Durch die Möglichkeiten der Modellbildung ist ein Verständnisgewinn auch dort zu erreichen, wo die Beobachtbarkeit durch experimentelles Vorgehen nicht gegeben ist. Zum Trennen von CFK finden sich daher zahlreiche analytische Modelle, die beispielsweise den Abtrag des Werkstoffs und die Wärmeleitung im Bauteil beschreiben. Bei der numerischen Simulation besteht die Herausforderung in der geeigneten Wahl des diskretisierten Volumens. Dabei ist einerseits die Struktur des Werkstoffs hinreichend genau abzubilden und andererseits die Recheneffizienz eines relevanten Bauteilausschnitts sicherzustellen.

4 Forschungsansatz

4.1 Allgemeines

Durch die Einordnung der wissenschaftlichen Vorarbeiten im Kapitel zum Stand der Forschung zeigte sich der Bezug der bisherigen Erkenntnisse zueinander. Gleichzeitig zeichneten sich die Lücken im Wissensstand ab. Zu Beginn dieses Kapitels erfolgt daher die Identifikation des Handlungsbedarfs. Dieser ist im nächsten Schritt die Grundlage für die Formulierung der wissenschaftlichen Zielsetzung und davon abgeleiteter Forschungsfragen. Für die Zielerreichung wird zum Abschluss dieses Kapitels ein Vorgehen vorgestellt, welches die Schritte zum angestrebten Erkenntnisgewinn methodisch gliedert.

4.2 Identifikation des Handlungsbedarfs

Ausgehend von der Beschreibung der industriell eingesetzten Trennprozesse in Abschnitt 3.2 (S. 61) lassen sich Aspekte des Handlungsbedarfs und Anforderungen an eine laserbasierte Prozessalternative benennen.

Wie in jedem Arbeitsumfeld ist dem Erhalt der menschlichen Gesundheit in der industriellen Fertigung oberste Priorität einzuräumen. Diesbezüglich sind die Auswirkungen feiner Stäube, die beispielsweise beim Fräsen von CFK entstehen, hinsichtlich ihrer Auswirkung auf den menschlichen Körper nicht hinreichend untersucht. Beim laserbasierten Trennen von CFK entstehen sowohl gas- als auch partikelförmige luftgetragene Prozessemisionen. Diese sind in vielen Fällen gesundheitsgefährdend, wie aus den vorgestellten Arbeiten in Abschnitt 3.3.5 (S. 67) hervorgeht. Im Bezug auf das RAC besteht zum einen die Notwendigkeit, die qualitative und quantitative Kenntnis der gesundheitsgefährdenden Prozessemisionen zu erlangen. Zum anderen muss

4 Forschungsansatz

die zuverlässige Erfassung und Filterung der Prozessemisionen so konzipiert werden, dass eine Belastung der Umwelt ausgeschlossen ist.

Sowohl die Großserienfertigung von CFK-Bauteilen als auch leistungsfähige Strahlquellen für das laserbasierte Trennen sind relativ junge Entwicklungen. Folglich sind beim Prozessverständnis noch verschiedene Fragen offen, welche die Strahl-Stoff-Wechselwirkung und die Eigenschaften der Schnittkanten betreffen. Die hohe thermische Belastung der Bauteilkante verursacht vor allem beim Einsatz einer Festoptik eine breite Schädigungszone entlang der Schnittkante. Die analytische Modellierung der Wärmeleitung im Bauteil gelang unter vereinfachenden Annahmen in verschiedenen Arbeiten. Bei der Simulation des thermischen Abtrags im diskretisierten Verbund aus Fasern und Matrix besteht hingegen noch Bedarf, die Simulation leistungsfähiger zu gestalten und damit zur Abbildung größerer Werkstoffbereiche zu befähigen.

Eine Reduktion der Größe der WEZ wurde in den in Abschnitt 3.3 (S. 63) genannten Quellen häufig als zentraler Untersuchungsgegenstand thematisiert. Durch die Verwendung gepulster Strahlquellen ließ sich zwar die Breite der WEZ stark reduzieren, was jedoch mit deutlichen Einbußen bei der Produktivität des Verfahrens verbunden ist. Eine hohe Schnittgeschwindigkeit verursacht dagegen mehr Wärmeeintrag in das Bauteil. Die Notwendigkeit zur Minimierung der WEZ ist unterdessen nicht zufriedenstellend geklärt, weshalb dieser Punkt vor der Frage nach der geeigneten Prozessführung zu beantworten ist. Hierzu ist die Beanspruchung von Strukturauteilen anhand geeigneter Prüfverfahren realitätsnah abzubilden. Durch die Art der Prüfkörper muss sichergestellt sein, dass diese sensiv auf die Beschaffenheit der Schnittkante reagieren und somit Rückschlüsse auf den Trennprozess zulassen.

4.3 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist es, ein durchgängiges Prozessverständnis des Remote-Laserstrahl trenns von CFK zu schaffen. Dabei ist im ersten Schritt die Bearbeitbarkeit des Werkstoffs durch die Untersuchung des Abtragsverhaltens sicherzustellen. Darauf aufbauend ist eine Beschreibung des Prozessergebnisses in Abhängigkeit von der Strategie der Prozessführung anzustreben. Hierfür ist neben der Schnittkantenqualität vor allem die Produktivität des Verfahrens

von Interesse. Durch die Bewertung strukturell relevanter Bauteileigenschaften ist anschließend eine Entscheidungsgrundlage auszuarbeiten, auf deren Basis die Identifikation bevorzugter Prozessparameter erfolgen kann. Darüber hinaus setzt der Fertigungseinsatz die Arbeitsplatzsicherheit voraus, weshalb ein Konzept zur Erfassung der luftgetragenen Emissionen vorgestellt werden soll. Dies leistet einen Beitrag, der die industrielle Anwendbarkeit des RAC in der Großserienfertigung von Strukturauteilen befördern soll.

Forschungsfragen

Der Zielsetzung untergeordnet ergeben sich folgende Forschungsfragen, die im Verlauf dieser Arbeit zu beantworten sind:

- Auf welchem Weg sind spezifische Werkstoffkennwerte zu ermitteln, deren Kenntnis beim laserbasierten Trennen von CFK erforderlich ist?
- Welche Schnittfehler können entstehen und wie lassen sich diese vermeiden?
- Wie lässt sich der aus dem Prozess resultierende Wärmeeintrag in das Bauteil modellieren?
- Welche mechanischen Bauteileigenschaften resultieren aus der thermischen Belastung der Schnittkante?
- Welche Methoden können grundsätzlich für diese Fragen herangezogen werden?

4.4 Vorgehensweise

Im ersten Schritt wird in Kapitel 5 der Versuchsstand vorgestellt, welcher mit einer Vorrichtung zur Erfassung von Prozessemissionen ausgestattet ist. Nach einer Beschreibung der verwendeten Versuchswerkstoffe ist an der Versuchsanlage die Wirksamkeit dieser Erfassung anhand von Immissionsmessungen zu bewerten. Auf dieser Basis setzt der Aufbau der Prozessverständnisses ein. Dieser gliedert sich entsprechend der in Abbildung 4.1 dargestellten Methodik in vier Handlungsfelder, denen jeweils ein Kapitel gewidmet ist.

	Untersuchungsmethode	Zielgröße
Abtragsverhalten des Werkstoffs Kapitel 6	6.2 Thermogravimetrische Analyse	Zersetzungsvorhalten
	6.3 Bestrahlung der einzelnen Werkstoffkomponenten	optische Eigenschaften
	6.4 Quantifizierung von Schnittfehlern	Robustheit des Prozesses
Strategien der Prozessführung Kapitel 7	7.2 Variation der Prozessparameter	Schnittfugen- ausbildung
	7.3 Regressionsmodellierung der Wärmeeinflusszone	Breite der WEZ
	7.4 Simulation des Wärmeeintrags	Temperaturprofil im Bauteil
Strukturelle Eigenschaften der Schnittkante Kapitel 8	8.2 Festigkeitsmessung nach Temperatureinwirkung	thermische Degradation
	8.3 Dynamische Festigkeitsprüfung	Dauerfestigkeits-eigenschaften
	8.4 Modellierung der Spannungsüberhöhung	Spannungs-zustand
	8.5 Identifikation der Versagensmechanismen	Bruchverhalten
Technologische Bewertung Kapitel 9	9.2 Bewertung der Schnittkanten	Prozess-strategie
	9.3 Produktionstechnische Umsetzung	Fertigungs-konzept

Abbildung 4.1: Vorgehensmodell zur Untersuchung des Remote-Laserstrahl trennens von CFK-Strukturbau teilen

In Kapitel 6 erfolgt die Auseinandersetzung mit den Werkstoffeigenschaften, deren Kenntnis für das Verständnis des thermischen Abtrags mit Laserstrahlung eine zentrale Rolle spielt. Dazu zählen die Verdampfungstemperaturen der Verbundkomponenten und die richtungsabhängigen Wärmeleitfähigkeiten des Werkstoffs. Darüber hinaus wird in diesem Kapitel die Bewertung der optischen Werkstoffeigenschaften behandelt, welche im Zusammenhang mit

fehlerbehafteten¹ Schnittfugen zu sehen sind. Diese Abweichungen sind zu quantifizieren sowie durch entsprechende Maßnahmen zu vermeiden.

Anhand der in Kapitel 7 beschriebenen Versuchsreihen wird das Prozessverständnis zur Entstehung der Schnittfuge gesteigert. Dabei ist der effektive Tiefenfortschritt von besonderem Interesse für die prozesssichere Durchtrennung schalenartiger Bauteile. Die Bestimmung von Längen- und Flächenmaßen erfolgt anhand der Mikroskopie von Querschliffen, wodurch sich beispielsweise die mittlere Breite der WEZ ergibt. Aus diesen empirischen Daten kann ein Regressionsmodell erstellt werden, welches Abschätzung der Größe der WEZ abhängig von den Prozessparametern erlaubt. Für weitergehende Aussagen zur Temperaturverteilung in der Bauteilkante wird ein Simulationsmodell aufgebaut, dessen Validität anhand von Querschliffen zu überprüfen ist.

Da die Breite der WEZ mit zunehmendem Energieeintrag ansteigt, entsteht für den Anwender des RAC bei FKV ein Zielkonflikt zwischen Produktivität und Kantenbeschaffenheit. Um diesen aufzulösen, erfolgt in Kapitel 8 eine Bewertung der strukturellen Bauteileigenschaften. Wegen des Wärmeeintrags beim Laserstrahl trennen ist hierbei die thermische Degradation der mechanischen Werkstoffkennwerte zu untersuchen. Mechanische Belastungen werden in hoher Entsprechung zur realen Beanspruchung von dynamischen Festigkeitsprüfungen nachgebildet, wodurch sich Aussagen zur Dauerfestigkeit im Bereich der Schnittkante treffen lassen. Der Spannungszustand am kritischen Querschnitt, der letztlich zum Bruch der Probe führt, ist dabei sowohl analytisch als auch numerisch zu berechnen. Ergebnisse dazu werden zum Abschluss dieses Kapitels mit Aufnahmen der Bruchflächen abgeglichen, um die Versagensmechanismen zu identifizieren.

Den Abschluss dieser Arbeit bildet mit Kapitel 9 die technologische Bewertung der Eigenschaften unterschiedlich hergestellter Schnittkanten. Ausgehend davon lässt sich die Wahl der geeigneten Prozessstrategie in Abhängigkeit von den jeweiligen konkreten Anforderungen indizieren. Als Ausblick auf die produktionstechnische Anwendung des RAC sind Aspekte zu diskutieren, die in ein entsprechendes Fertigungskonzept einfließen können.

¹Form-, Maß- und Lageabweichungen

5 Versuchsaufbau und -werkstoffe

5.1 Allgemeines

Am Ausgangspunkt der Versuche sind zunächst die verwendeten Werkstoffe zu spezifizieren und die Komponenten der Anlagentechnik zu beschreiben. Vor Beginn der Prozessuntersuchungen war vor allem auch der Nachweis einer wirksamen Erfassung gesundheitsgefährdender Prozessemissionen vorzulegen, um eine gesundheitliche Gefährdung der Bedienpersonen der Anlage auszuschließen. Hierzu wurde eine unabhängige Prüfstelle mit der Durchführung einer Immissionsmessung beauftragt.

5.2 Versuchswerkstoffe

Die Prozessuntersuchungen fanden mit drei CFK-Werkstoffen statt, die industriell bereits eingesetzt werden. Die Laminataufbauten der ebenen Platten mit ca. 2 mm Dicke sind in Abbildung 5.1 grafisch dargestellt.

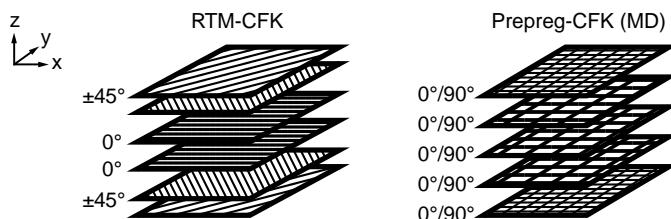


Abbildung 5.1: Laminataufbauten der verwendeten der CFK-Werkstoffe

Die Lamine waren wahlweise aus trockenen Gelegen mittels RTM oder aus Prepreg-Gewebetextilien im Autoklavverfahren hergestellt worden. Tabelle 5.1

5 Versuchsaufbau und -werkstoffe

bietet eine Auflistung der Werkstoffeigenschaften, wobei die Lagenaufbauten nach der von SCHÜRMANN (2005, S. 213 f.) vorgestellten Konvention angegeben sind.

Tabelle 5.1: Werkstoff- und Halbzeugeigenschaften für die Versuche im Rahmen der vorliegenden Arbeit

	RTM-CFK	Prepreg-CFK (MD)
Faserhalbzeuge	MD/UD-Gelege	K 2/2-Gewebe
Halbzeugzustand	trocken	vorimprägniert
Rußanteil der Matrix	0 %	1-2 %
Herstellungsprozess	RTM	Prepreg
Laminataufbau	(±45/0)s	((0/90) _f /(0/90) _f / (0/90) _f) _s
flächenbezogene Masse der Lagen m_L	150/300 g/m ²	245/420 / 420 g/m ²
Plattendicke d_p	2,1±0,1 mm	2,1±0,1 mm
Härtungstemperatur T_h		130 °C
Härtungsdruck p_h		4 · 10 ⁵ Pa
Härtungsdauer t_h		3:30 h

Aufgrund des Lagenaufbaus weist der RTM-CFK die größere Anisotropie auf und kann bevorzugt mit Zugkräften in Richtung der Mittellagen beaufschlagt werden. Dieser Werkstoff eignet sich für die Herstellung tragender schalenförmiger Bauteile von Fahrzeugen, entweder in verdeckten Bereichen oder mit entsprechender Oberflächenbeschichtung an der Fahrzeugaußenhaut.

Der aus multidirektionalen (MD) Textilien aufgebaute Prepreg-Werkstoff wird häufig ohne farbdeckende Oberflächenbeschichtung im Sichtbereich eingesetzt. Dabei bestimmt die Körperbindung der äußeren Gewebelagen die Textur der Oberfläche. Um den leicht gelblichen Farbton des Epoxidharzes abzudecken, ist ein geringer Anteil von Rußpigmenten beigemischt, wodurch der Harzanteil weiterhin transparent erscheint, allerdings in einem dunkleren grauen Farbton. Zusätzlich standen für die Beurteilung der optischen Eigenschaften der Komponenten des RTM-Werkstoffs 2 mm dicke Platten aus unverstärktem Epoxidharz sowie trockene Lagenaufbauten der Fasertextilien bereit. In Entsprechung zur

Matrix des Prepreg-CFK lagen darüber hinaus Harzplatten mit 0,5 Prozent Rußanteil vor.

5.3 Versuchsaufbau

Die Versuche zum Laserstrahl trennen fanden mit der in Abbildung 5.2 dargestellten Anlagentechnik statt.

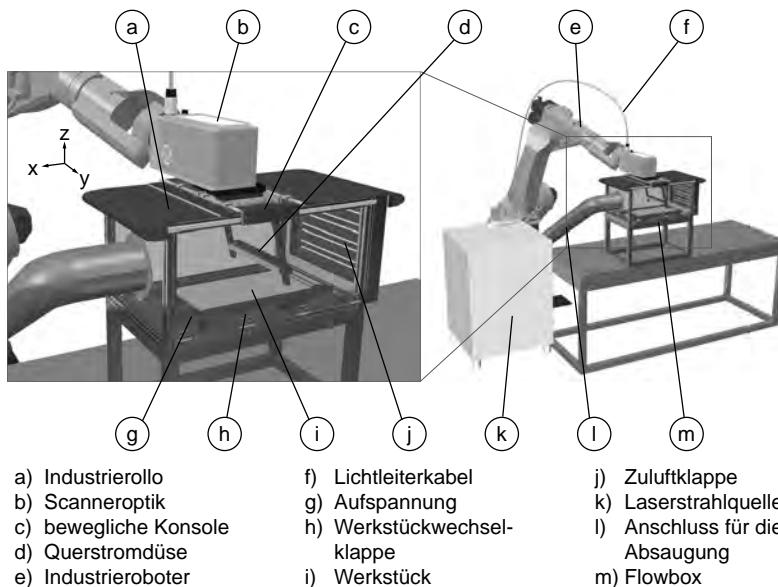


Abbildung 5.2: Versuchsaufbau zum Laserstrahl trennen von CFK mit einer Erfassungsvorrichtung für luftgetragene Prozessemissionen

Zum Schutz der Bedienperson vor der nicht-sichtbaren Strahlung wurde dieser Aufbau in einer Laserschutzkabine mit passiven Schutzwänden betrieben. Bevor näher auf die einzelnen Elemente der Anlage eingegangen wird, erfolgt eine Beschreibung der wesentlichen Bestandteile des Versuchsaufbaus: Die Laserstrahlquelle (k) ist über eine Lichtleitfaser (f) mit der Scanneroptik (b) verbunden. Mittels dieser wird der Brennfleck auf dem Werkstück (i) positioniert und ausgelenkt. Hierfür steht ein Industrieroboter (e) zur Verfügung.

5 Versuchsaufbau und -werkstoffe

Die als *Flowbox* (m) bezeichnete Erfassungsvorrichtung schließt das Werkstück vollständig ein und ermöglicht die Absaugung von Prozessemisionen nahe am Entstehungsort.

Laserstrahlquelle

Die eingesetzte Strahlquelle (Abb. 5.2k) emittiert im Nah-Infrarot-Spektrum und erzeugt eine gaußförmige Intensitätsverteilung. Tabelle 5.2 gibt die Spezifikationen dieser Single-Mode Strahlquelle des Herstellers *IPG GmbH* wieder, die unter der Bezeichnung *YLR-3000 SM* erhältlich ist. An die mit Ytterbium dotierte laseraktive Faser schließt sich eine Lichtleitfaser mit $30\text{ }\mu\text{m}$ Kerndurchmesser an. Durch das 4 m lange Lichtleitkabel gelangt die Strahlung zur Bearbeitungsoptik.

Tabelle 5.2: Spezifikationen der Strahlquelle YLR-3000 SM

Merkmal	Symbol	Einheit	Wert
Betriebsmodus	-	-	cw
nominale Ausgangsleistung	P_L	kW	3,0
Wellenlänge	λ	nm	1068
Beugungsmaßzahl	M^2	-	1,1
Kerndurchmesser der Lichtleitfaser	d_{lf}	μm	30

Scanneroptiken

Bei den Versuchsreihen fanden beide der in Abbildung 2.20 (S. 47) vorgestellten Bauarten von Scanneroptiken Verwendung. In dieser Arbeit wurden zwei Optiken des Herstellers *Arges GmbH* eingesetzt, deren technische Daten in Tabelle 5.3 angegeben sind. Um eine Verschmutzung des Schutzglases am Stahlaustritt der Optik zu vermeiden, wurde eine unterhalb in der Flowbox angebrachte Querstromdüse (Abb. 5.2d) verwendet, die der Ablenkung emporgeschleuderter Abtragspartikel mittels Pressluft diente.

Tabelle 5.3: Spezifikationen der 3D-fähigen (Elephant) und der mit einem *f*-Theta-Objektiv (Rhino) aufgebauten Scanneroptiken

Merkmal	Symbol	Einheit	3D	<i>f</i> -Theta
			Wert	Wert
Apertur	d_A	mm	50	31
Kantenlänge des Scanfeldes	l_{SF}	mm	400	180
Verfahrweg in z-Richtung	l_z	mm	50	0
Arbeitsabstand	l_W	mm	365	194
Fokussdurchmesser	d_f	µm	56	53
max. Bahngeschwindigkeit	$v_{S,max}$	mm/s	>6000	>10 000

Positionierkinematik

Ein Sechs-Achs-Knickarmroboter (Abb. 5.2e) mit der Bezeichnung *KR 60HA* des Herstellers *KUKA AG* positioniert im gewählten Aufbau das Scanfeld der Optik auf der Werkstückoberfläche. Da die Robotersteuerung über Schnittstellen zur Strahlquelle und zur Scannersteuerung verfügt, lassen sich komplexe Bearbeitungsaufgaben, welche die Umpositionierung der Optik erfordern, automatisiert durchführen.

Erfassung von Prozessemmissionen

Beim Trennen von CFK verdampft duroplastisches Harz, wobei Fragmente der CF durch den Druck in der Schnittfuge aus der Prozesszone herausgeschleudert werden, wie Abbildung 5.3 verdeutlicht. Um eine gesundheitliche Gefährdung der Anlagenbedienperson auszuschließen, muss gewährleistet sein, dass sich diese potenziell gesundheitsgefährdenden Emissionen nicht in der Laborumgebung ausbreiten (AVK e.V. 2013, S. 525).

Zum Zweck der Erfassung von Emissionen wurde für die Versuche eine *Flowbox* (Abb. 5.2m) konstruiert. Diese Einhausung ist das zentrale Element des in Abbildung 5.2 gezeigten Versuchsaufbaus. Sie schließt die Prozessemmissionen nah am Entstehungsort ein und leitet sie in die angeschlossene Absaugung.



Abbildung 5.3: Aufnahme des Trennprozesses in Tonwert-Umkehrung unter Veranschaulichung emporgeschleuderter, leuchtender Werkstofffragmente als schwarz erkennbare Spuren

Auf der gegenüberliegenden Seite kann der Druckausgleich mit einer Jalousieklappe reguliert werden. Dadurch steht die gesamte Flowbox unter leichtem Unterdruck, wodurch an nicht gedichteten Spalten Luft eingesogen wird und dadurch Prozessemisionen die Box nicht verlassen können. Zum Schutz des Bedienpersonals vor gesundheitsgefährdenden Stoffen, sogenannten *Immissionen*, wurde die Notwendigkeit und die Wirksamkeit dieser Einrichtung durch eine akkreditierte Prüfstelle festgestellt, worauf im folgenden Abschnitt näher eingegangen wird.

Neben der Arbeitssicherheit stellt die Konstruktion der Flowbox eine hohe Flexibilität für verschiedene Bearbeitungsaufgaben sicher. Die Öffnung in der oberen Abdeckung dieser Vorrichtung erlaubt der Scanneroptik dank der eben verschiebbaren Konsole und der unter Zugkraft stehenden Industrierollos Verfahrbewegungen in x- und in y-Richtung. Zum Austausch der Werkstücke ist an der Zugangsseite eine Klappe vorgesehen. Durch einen Höhenversatz der Werkstückaufnahme wird erreicht, dass der Laserstrahl nach vollständiger Durchtrennung des Versuchswerkstoffs divergiert, bevor es zur Absorption am Bodenblech kommt.

5.4 Beurteilung der Gefährdung durch inhalative Expositionen

Da sich der zu trennende Werkstoff während des RAC thermisch zersetzt, muss eine gesundheitliche Gefährdung für den Menschen, welche von den frei werdenden chemischen Stoffen ausgeht, ausgeschlossen werden. Daher stellen eine Immissionsmessung und der Abgleich der Ergebnisse mit gesetzlich festgeschriebenen Arbeitsplatzgrenzwerten die Voraussetzung der Prozessuntersuchungen dar. Zu diesem Zweck wurde die *LGA Immissions- und Arbeitsschutz GmbH (LGA)* damit beauftragt, die stoffliche Belastung der Umgebung während der Bearbeitung von RTM-CFK an repräsentativen Orten der Versuchsumgebung zu ermitteln. Die Messergebnisse der LGA (2011) sind in Tabelle 5.4 zusammengefasst. Der ausführliche Prüfbericht ist am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München (*iwb*) einsehbar.

Der erste Messpunkt (P1) lag innerhalb einer anfangs prototypischen Erfassungsvorrichtung direkt neben der Prozesszone. Weitere Geräte zur Probenahme waren in der Raummitte (P2) der umgebenden Laserschutzzelle aufgebaut, wo sich Bedienpersonen aufhalten müssen, wenn beispielsweise ein Werkstückwechsel erfolgt. Während der Bearbeitung ist der Prozess vom Bedienplatz (P3) aus zu beobachten, weshalb auch hier Immissionen aufgezeichnet wurden. Um zudem die Belastungen für die Umwelt zu bewerten, wurden weitere Messwerte in der Abluft nach dem Passieren des initial vorhandenen Schweißrauchfilters aufgezeichnet.

Das Messprogramm unterschied hinsichtlich der Belastung durch feste Partikel zwischen CF, inhalierbarem Staub und alveolengängigem Staub. Zum Nachweis gasförmiger Verbindungen wurden bekanntermaßen gesundheitsschädliche Stoffgruppen messtechnisch abgedeckt. Besondere Beachtung erfordern Cyan-Wasserstoff, Cyanide und polzyklischer aromatischer Kohlenwasserstoff (PAK) sowie Formaldehyd und 1,3-Butadien. Zur Bewertung der gemessenen Konzentrationen wurde der sogenannte Stoffindex I_S gebildet, der sich aus dem Quotienten aus der Stoffkonzentration C und dem gesetzlichen Grenzwert GW sowie dem Risikofaktor f_R ergibt:

$$I_S = f_R \cdot \frac{C}{GW} \quad (5.1)$$

Tabelle 5.4: Auszug aus der Immissionsbewertung an den ausgewählten Probenahmestellen unter Einbeziehung der Arbeitsplatzgrenzwerte nach TRGS 402 und TRGS 900 sowie weiterer national und international geltender Regelungen für Schadstoffkonzentrationen

Messgröße	f_R	Stoffindex I_S am Messpunkt			
		P1	P2	P3	P4
1 CF	1	1,76	0,24	0,23	-
2 inhalierbarer Staub	1	0,69	0,02	0,01	-
3 alveolengängiger Staub	1	3,24	0,02	0,01	-
4 Cyan-Wasserstoff	10	0,50	0,02	0,01	-
5 Cyanide	10	0,02	0,02	0,01	-
6 PAK	10	0,32	-	0,04	-
7 Formaldehyd	10	0,50	0,20	0,20	-
8 1,3-Butadien	10	0,09	-	-	-
Σ 4-8 und sonstige	-	3,00	1,40	0,20	-
Messpunkt		Bewertung des Stoffindex			
P1	Prozesszone	>1 Grenzwert überschritten			
P2	Laserschutzzelle	<1 Grenzwert eingehalten			
P3	Bedienarbeitsplatz	- unter Nachweisgrenze			
P4	Abluft nach Filter	mit $f_R = 10$ bei fehlendem gesetzlichen Grenzwert			

Diesem Ansatz liegen die Arbeitsplatzgrenzwerte nach TRGS 900 und die Bewertung der inhalativen Exposition nach TRGS 402 zugrunde. Überdies ist eine Reihe von Stoffen als gesundheitlich schädlich oder bedenkllich bekannt, für die bislang keine gesetzlichen Arbeitsplatzgrenzwerte bestehen. In diesen Fällen wurden weitere nationale und internationale Regelwerke herangezogen und der Stoffindex I_S in der Absicht einer im Zweifelsfall zu strengen Bewertung mit einem Risikofaktor $f_R = 10$ belegt.

Die Bewertung der Immissionen anhand des Stoffindex zeigt gesundheitsgefährdende Werte in der Prozesszone an. Deshalb ist die Verwendung einer

Einhausung zur Erfassung von Emissionen definitiv erforderlich. Darüber hinaus konnten innerhalb der Laserschutzzelle geringe Immissionen nachgewiesen werden. Aufgrund der ungesicherten Bewertungsgrundlage sind diese zumindest in ihrer Summe als gesundheitsgefährdend zu bewerten. Am Bedienarbeitsplatz sind lediglich sehr geringe Werte feststellbar, welche weder einzeln noch in Summe gesehen als kritisch einzustufen sind. In der Abluft konnten keine Belastungen mehr nachgewiesen werden.

Die aus der Messung abgeleiteten Empfehlungen der LGA (2011, S. 26 ff.) enthalten folgende Punkte:

- Die Einhausung der Prozesszone ist zwingend erforderlich.
- Bei Verwendung einer verbesserten Erfassungsvorrichtung (vgl. Abschnitt 5.3) besteht innerhalb der Laserschutzzelle und am Bedienstand kein weiterer Handlungsbedarf.
- Die Abluft muss aus dem Gebäude geführt werden.
- Zur Minderung der stofflichen Belastung der Abluft sind geeignete Maßnahmen zu treffen.

Entsprechend diesem Handlungsbedarf wurde die Abgasreinigung um einen Feinpartikelfilter (Klassifikation HFME-3) und einen Aktivkohlefilter erweitert. Dadurch waren und sind die Voraussetzungen erfüllt, um Versuche zum RAC von CFK ohne Gefährdung für Bedienpersonen durchzuführen.

5.5 Zusammenfassung

Die Systemtechnik des RAC hebt sich gegenüber Prozessen mit Festoptik durch die hohe Positionierdynamik der Scanneroptik und durch die gute Fokussierbarkeit der eingesetzten Laserstrahlung ab. Nur durch eine hohe Intensität im Brennfleck kann die CF effizient getrennt werden. Durch die vorgestellten und verwendeten Werkstoffvarianten, deren Herstellung entweder im RTM- oder im Prepreg-Verfahren erfolgt, sind große Teile des Spektrums an CFKs abgedeckt. Neben der Prozesstechnik besitzt beim RAC dieser Werkstoffe vor allem ein Punkt besondere Bedeutung – die Arbeitsplatzsicherheit.

5 Versuchsaufbau und -werkstoffe

Zum Schutz vor Gefährdungen durch inhalative Expositionen bedarf es

- der Kenntnis der Prozessemissionen sowie
- einer wirkungsvollen Erfassung (Absaugung) derselben.

Nur wenn diese Punkte erfüllt sind, kann die experimentelle Erforschung des Werkstoffabtrags in den Mittelpunkt rücken. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit war diese Voraussetzung gegeben, so dass das Abtragsverhalten (Kapitel 6), die Prozessführung (Kapitel 7) und die Festigkeitseigenschaften der Schnittkante (Kapitel 8) experimentell untersucht werden konnten. Dabei kamen, sofern nicht abweichend angegeben, die in Abschnitt 5.2 (S. 79) beschriebenen Werkstoffe und die in Abschnitt 5.3 (S. 81) vorgestellte Anlagentechnik zu Einsatz. Die Nennung der jeweiligen Versuchsbedingungen beschränkt sich auf variable Parameter dieses Versuchsaufbaus. Zudem kamen bei der Analyse der Schnittkanteneigenschaften verschiedene Prüfmaschinen zum Einsatz, beispielsweise bei der dynamischen Festigkeitsuntersuchung. Diese Maschinen sind nicht separat spezifiziert, sofern sie in Konformität mit der genannten Prüfnorm standen.

6 Abtragsverhalten des Werkstoffs

6.1 Allgemeines

Der Aufbau von Prozessverständnisses setzt eine fundierte Kenntnis der Eigenschaften des zu bearbeitenden Werkstoffs voraus. Diese gehen zum Teil aus Herstellerangaben hervor, wozu neben den mechanischen Kennwerten der Werkstoffkomponenten bei FKV auch der Lagenaufbau sowie der Faservolumengehalt zählen. Diese Informationen sind zur Untersuchung des Laserstrahl-trennens nicht ausreichend, weshalb in diesem Kapitel der auf Verdampfung basierende Abtrag des Werkstoffs und die zu dessen Bestimmung notwendigen Untersuchungen beschrieben sind.

Als Ergebnis einer TGA ergeben sich die Temperaturen, bei denen sich die Bestandteile des Werkstoffs thermisch zersetzen. Im weiteren Schritt ist die Wechselwirkung der Laserstrahlung mit sowohl dem EP als auch den CF zu betrachten. Dabei ist ein zuverlässiger Materialabtrag die Grundvoraussetzung eines sicheren Trennprozesses. Dies schließt die Herstellbarkeit fehlerfreier Schnittkanten mit ein, was sich anhand von Querschliffen der Schnittfuge überprüfen lässt. Um die Fehlerrate im Prozessergebnis zu reduzieren, wird eine optisch modifizierte Matrix bewertet.

Die Untersuchungen fanden unter Verwendung der in Kapitel 5 (S. 79 ff.) beschriebenen Anlagentechnik statt. Im vorliegenden Kapitel sind daher lediglich erweiternde Angaben zu den Versuchsbedingungen und -parametern genannt.

6.2 Thermogravimetrische Analyse

Bereits die in Abschnitt 5.4 (S. 85 ff.) behandelte Immissionsmessung deutete durch den stofflichen Nachweis auf die thermische Zersetzung von CFK in der

6 Abtragsverhalten des Werkstoffs

Prozesszone hin. Dieser Vorgang wurde mithilfe der TGA, deren grundsätzlicher Ablauf in Abschnitt 2.6.2 (S. 55) beschrieben ist, abschließend bestätigt. Lediglich die geringere Aufheizgeschwindigkeit stellt bei diesem Messverfahren einen bemerkenswerten Unterschied zum hochintensiven Energieeintrag des laserbasierten Trennprozesses dar. In der mit einem Gasgemisch durchströmten Heizkammer wird die oxidative Atmosphäre der realen Prozesszone dadurch nachgebildet, dass dem einströmenden Helium ein Volumenanteil von rund acht Prozent Sauerstoff beigemischt wird. Die TGA wurde an Prepreg-CFK (MD) durchgeführt, da dieser Werkstoff im weiteren Verlauf der Arbeit die höhere Relevanz besitzt. Die genauen Parameter der TGA sind im Anhang in Tabelle A.1 (S. 187) ersichtlich. Der prozentuale Masseverlust der knapp 3 mg schweren Probe im Lauf der Aufheizung bis 1000 °C geht aus der Aufzeichnung in Abbildung 6.1 hervor. Zusätzlich ist in Form der Ableitung die zeitliche Masseänderung eingetragen, an deren unteren Extremstellen die für den jeweiligen Temperaturbereich höchste Werkstoffverdampfung zu verzeichnen ist.

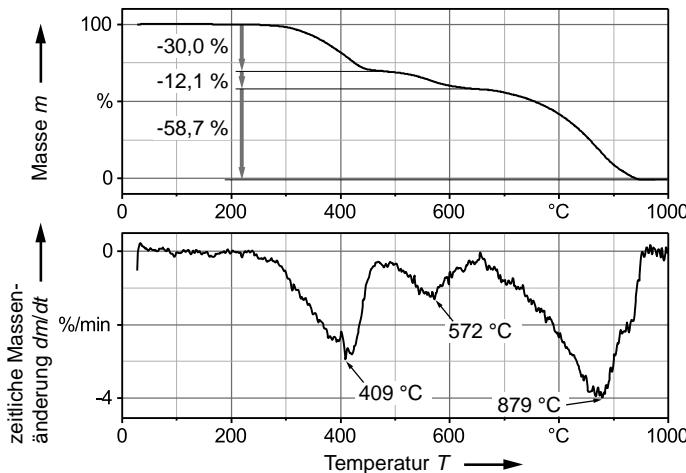


Abbildung 6.1: Thermogravimetrische Analyse von Prepreg-CFK (MD) in sauerstoffhaltiger Atmosphäre

Ein erster Ausschlag ist oberhalb 200 °C zu beobachten, was den Beginn der bis 470 °C anhaltenden, fast vollständigen Verdampfung des EP kennzeichnet.

Der damit verbundene Masseverlust beträgt 30 Prozent, welcher bei 409 °C den höchsten Wert aufweist. In der weiteren Stufe des Masseverlustes im Temperaturbereich 500–620 °C kann angenommen werden, dass ungebundene Rußpartikel oxidieren. Darunter fällt vorrangig der Rußanteil des EP. Der verbleibende Masseanteil von 58,7 Prozent ist den Verstärkungsfasern zuzuordnen, welcher bei 650–950 °C vollständig oxidiert und sich verflüchtigt. Dies geschieht entgegen den Literaturangaben (vgl. Tabelle 2.2, S. 15) bei überraschend niedrigen Temperaturen und ist damit zu erklären, dass die exotherme Reaktion mit Sauerstoff den Abtrag der Fasern bei stark verminderten Temperaturen ermöglicht.

Während der TGA erfolgte in zeitlichen Abständen von 1 min eine Probennahme der verflüchtigten Stoffe. Das in einer Kühlfalle zwischengelagerte Gas wurde anschließend unter Beimischung von Helium zur massenspektrographischen Analyse (GC-MS) weitergeleitet. Die Liste der detektierten Verbindungen mit einer Treffergüte von mehr als 50 von 100 möglichen Punkten findet sich in Tabelle A.2 (S. 188).

6.3 Bestrahlung der einzelnen Werkstoffkomponenten

Das erwünschte Schnittergebnis ist in dem Fall zu erwarten, wenn die eingesetzte Leistung in beide Werkstoffkomponenten hochgradig einkoppelt und infolge oberflächennaher Absorption zum Abtrag durch Verdampfung führt. Wie in Abschnitt 2.4.1 (S. 42) beschrieben, ist ein hoher Absorptionsgrad A bei gleichzeitig geringer optischer Eindringtiefe l_α hierfür zielführend. Daher sollen erste Versuche zeigen, welches Einkoppelverhalten die CF-Textilien einerseits und die Matrix andererseits aufweisen.

Bestrahlung von transparentem Epoxidharz

Die Transmissivität eines Werkstoffs lässt sich mittels Photometrie erfassen. Der in Abbildung 6.2 im Wellenlängenbereich bis 2000 nm aufgetragene Transmissionsgrad T wurde für das ungeschwärzten Epoxidharz (vgl. Abschnitt 5.2, S. 79) aufgenommen. Die gemessene Transmission beträgt für die

6 Abtragsverhalten des Werkstoffs

Wellenlänge 1068 nm 71 Prozent. Für die 2 mm dicke Platte ergibt sich damit die optische Eindringtiefe

$$l_\alpha = \frac{-z}{\ln\left(\frac{I(z)}{I_0}\right)} = \frac{-2 \text{ mm}}{\ln(0,71)} = 5,8 \text{ mm.} \quad (6.1)$$

Beim laserbasierten Trennen wäre jedoch eine deutlich geringere optische Eindringtiefe bzw. eine oberflächennahe Absorption von Vorteil.

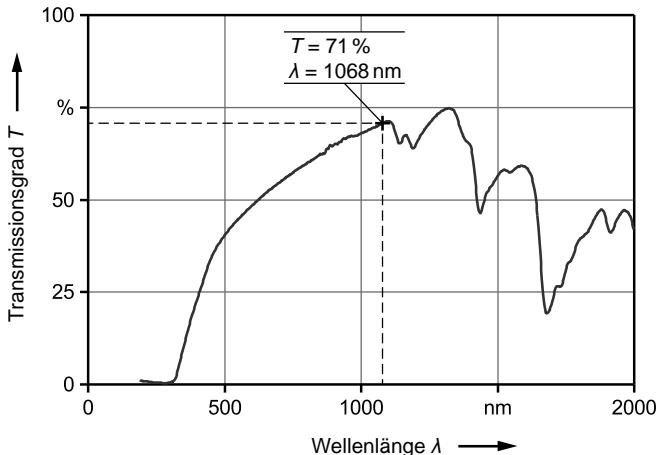


Abbildung 6.2: Transmissionsmessung an einer 2 mm dicken Probe des ungeschwärzten Epoxidharzes

Die Belichtung der gleichen Epoxidharzplatte mit der NIR-Strahlung der Bearbeitungsstrahlquelle legte offen, zu welchem Prozessergebnis diese Eigenschaft führt. Entsprechend Abbildung 6.3a drang die Strahlung unter diffuser Wärme einbringung tief in die Probe ein, jedoch ohne eine Schnittfuge auszubilden. In der Folge sind Risse im Werkstoff zu erkennen, die sich seitlich vom belichteten Bereich mit bis zu 2 mm Länge ausbreiten. Durch diese Versuche an Reinharzplatten kündigen sich für das Trennen von CFK mit NIR-Strahlung fehlerhafte Prozessergebnisse an.

Bestrahlung von Epoxidharz mit Rußanteil

Abhilfe leistet die Verwendung von Additiven, welche in Abschnitt 2.2.2 (S. 8 f.) behandelt sind. Vor allem Prepreg-Halbzeuge sind mit Ruß im Harzanteil erhältlich. Die in hoher Feinheit verfügbaren Kohlenstoffpartikel absorbieren Licht jeder Wellenlänge nahezu vollständig, wodurch die optische Eindringtiefe von Laserstrahlung signifikant abnimmt. Daher ist bei der in Abbildung 6.3b gezeigten 2 mm dicken EP-Probenplatte, die 0,5 Prozent Ruß enthält, augenscheinlich keine Transmission feststellbar. Bei der Beaufschlagung mit NIR-Laserstrahlung bildete sich in diesem Werkstoff ein lateral klar begrenzter Schnittgraben aus. Trotz einer erkennbaren Unregelmäßigkeit der thermischen Degradation blieb die Bildung von Rissen aus. Daher kann durch die Verwendung von geschwärztem EP ein fehlerfreier Abtrag von CFK erwartet werden, sofern eine relativ gleichmäßige Anordnung der CF ohne größere Harzansammlungen vorliegt.

Bestrahlung von nicht vorimprägnierten Kohlenstofffaserhalbzeugen

Der hohe Kohlenstoffanteil der Fasern bewirkt laut Abschnitt 2.2.3 (S. 11) eine hochgradige Absorption der einfallenden Strahlung. Zur Absicherung der Bearbeitbarkeit des CF-Anteils von Verbundbauteilen standen trockene, d. h. nicht vorimprägnierte Faserhalbzeuge mit drei Millimeter dicken Lagenaufbauten bereit, welche für die Fertigbauteildicke von 2,1 mm ausgelegt sind. Beim Auftreffen der äußerst intensiven Laserstrahlung verdampft die CF lokal. Neben der zuverlässig ausgebildeten Schnittkante zeigt sich anhand der REM-Aufnahme in Abbildung 6.4 eine versiegelte Schnittkante. Zudem zeichnete sich über eine Breite von mehreren hundert μm eine deutliche Aufdickung der Faserenden ab. Dieser Effekt lässt sich auf die Reaktion der Fasern mit Luftsauerstoff unter hoher Temperatur zurückführen.

Es ist zu erwarten, dass diese an den Werkstoffkomponenten angestellten Beobachtungen sich auf das Prozessergebniss von CFK auswirken, weshalb im folgenden Abschnitt auftretende Schnittfehler aufgezeigt werden.

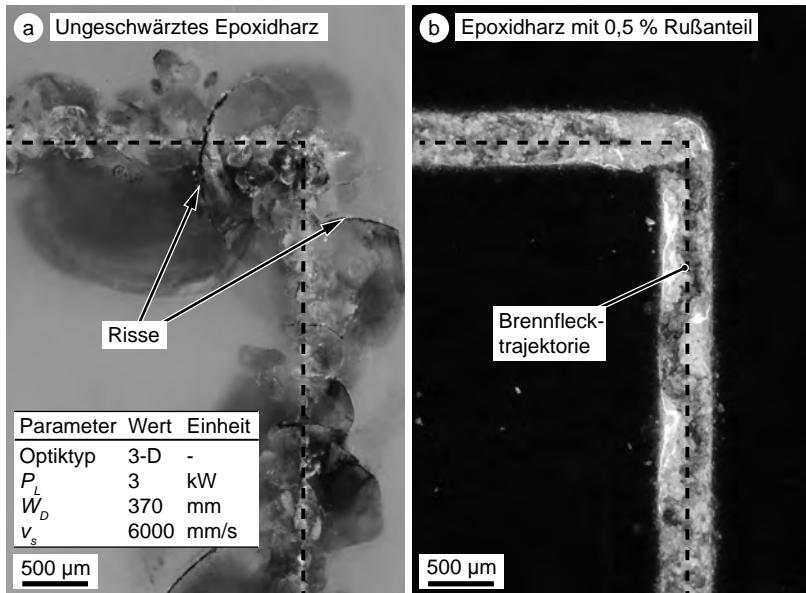


Abbildung 6.3: Detailaufnahmen einer quadratischen Kontur nach einmaliger Belichtung von verschiedenen Matrix-Probenplatten (Dicke 2mm) in der Draufsicht: ungeschwärztes (a) und gerußtes Epoxidharz (b)

6.4 Quantifizierung von Schnittfehlern

Bei der Beurteilung der Robustheit des Prozesses ist auf folgende zwei Aspekte einzugehen:

- Die vollständige Durchtrennung aller Werkstoffanteile muss durch den Eintrag eines bekannten Energiebetrags gewährleistet sein.
- Das verbleibende Bauteil muss frei von Schädigungen sein, die auf den Schnittprozess zurückzuführen sind.

Die Definition von Schädigungen kann dabei von den Anforderungen an das Bauteil abhängen. Im vorliegenden Abschnitt sind daher typische Schnittfehler beschrieben sowie die Häufigkeiten dieser Defekte für die verwendeten Versuchswerkstoffe gegenübergestellt. Anhand dieser Beobachtungen lassen

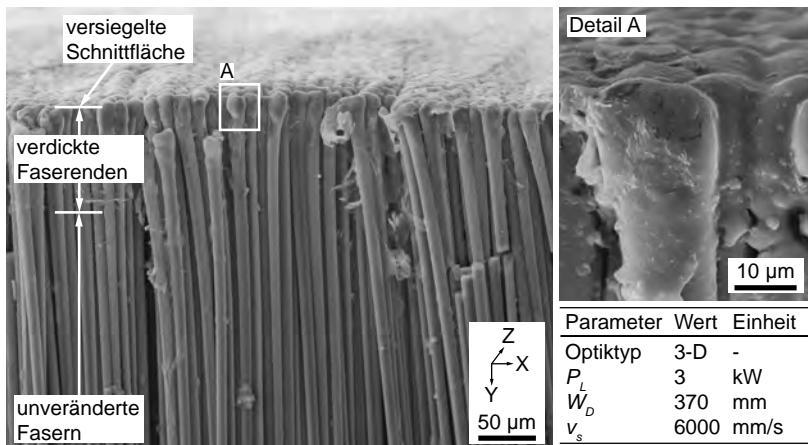


Abbildung 6.4: REM-Aufnahme freigelegter CF an einer Schnittfläche in trockenem UD-Gelege; Faserorientierung in y-Richtung, Strahlpropagation in z-Richtung

sich abschließend Maßnahmen zur Vermeidung von Gestaltabweichungen der Schnittfuge ableiten.

Identifikation wiederkehrender Schadensbilder

Unter allen Abweichungen, die bei der Ausbildung der Schnittfuge in den Querschliffen zu den Versuchen mit dem Versuchswerkstoff RTM-CFK beobachtbar waren, konnten einzelne Schadensbilder identifiziert und benannt werden, welche in Abbildung 6.5 entlang einer Skizze der Schnittfuge dargestellt und durch Detailaufnahmen von Schliffbildern belegt sind.

Dazu gehört die oberflächliche Delamination (a), welche am Strahlein- und -austritt auftreten kann. Dabei löst sich die Randschicht EP, welche nicht von der Faser durchsetzt ist, lokal von der darunter liegenden Schicht des FKV. Dieser Defekt ist optisch zwar unerwünscht, beeinträchtigt jedoch die Bauteilfestigkeit nicht merklich. Risse, die sich entweder im Inneren des Bauteils (f) oder im Randbereich bis zur Plattenoberfläche (b) ausbreiten, führen verbunden mit Festigkeitseinbußen zum Verlust des werkstofflichen Zusammenhalts der

6 Abtragsverhalten des Werkstoffs

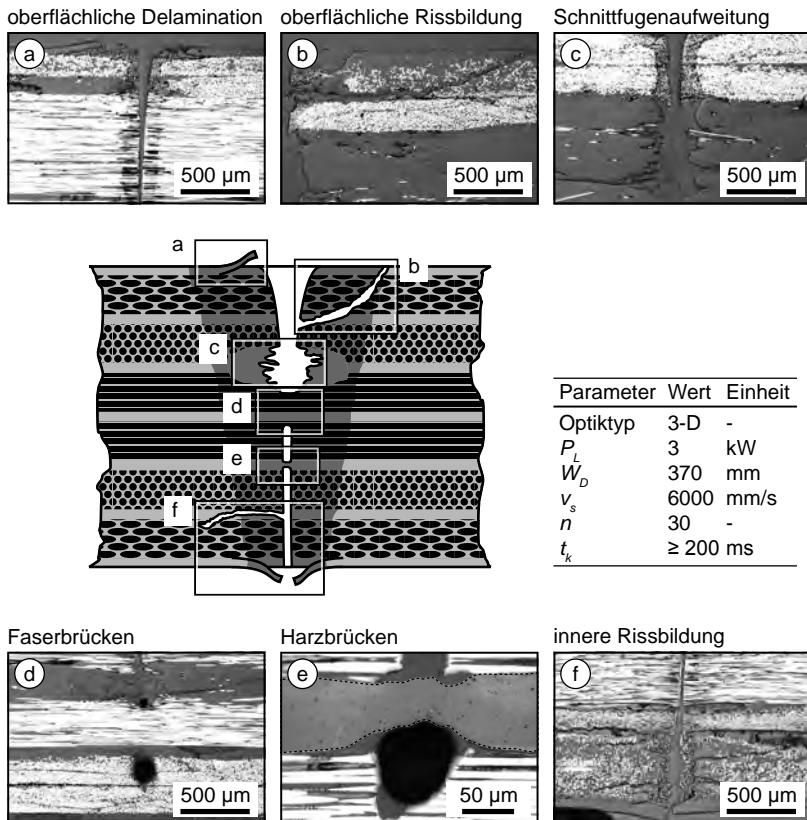


Abbildung 6.5: Überblick über mögliche Gestaltabweichungen der Schnittfuge in CFK mit ungeruhter Matrix anhand von Detailaufnahmen von Proben aus RTM-CFK

Matrix. Besonders im Falle einer dynamischen Beanspruchung kann sich dieser Defekt durch Risswachstum vergrößern. Die Verschiebung einzelner Rovings im textilen Halbzeug führt bei der Infiltration mit dem Harz zur Entstehung von Harznestern. In diesen Bereichen entstand in vielen Fällen eine unregelmäßige Aufweitung der Schnittfuge (c), welche sich nur dadurch erklären lässt, dass an der Grenzfläche zwischen dem Epoxidharz und der Schnittfuge optische Effekte wie Reflexion und Brechung der Laserstrahlung wirken. Die Beobachtung von

Harzbrücken (e) bestätigt die hohe Transmissivität des EP. Eine solche Schicht lässt die Laserstrahlung nahezu ungehindert passieren, wodurch im darunter liegenden Werkstoff Verdampfung auftreten kann. Aufgrund der damit einhergehenden Expansion entsteht dabei ein Einschluss unter hohem Druck, welcher als Ursache der zuvor beschriebenen Risse zu sehen ist. Hinsichtlich der Prozesssicherheit besteht eine wichtige Anforderung in der vollständigen Durchtrennung des Bauteils. Während Harzbrücken unter geringer Kraftaufbringung brechen, machen ungetrennte CF die Separierung des Bauteils vom Restschnitt nahezu unmöglich. Solche Faserbrücken (d) konnten häufig direkt unterhalb einer Harzansammlung beobachtet werden. Dieses Phänomen stützt überdies die Vermutung von Reflexion und Brechung des Laserstrahls an der Luft-Matrix-Grenzfläche. Generell traten die meisten Unregelmäßigkeiten im Schnittverlauf im Bereich von dünnen Schichten oder größeren Ansammlungen von EP auf, beziehungsweise ohne oder nur mit geringem Volumenanteil von CF.

Um die optischen Eigenschaften des EP als mögliche Ursache der beschriebenen Schadensbilder einzuschränken, wurden im weiteren Schritt Proben aus Prepreg-CFK (MD) mit geruhter Matrix getrennt. Auch bei diesem Werkstoff traten Risse auf, jedoch blieb deren Ausbreitungslänge in diesem Fall unterhalb von einem Millimeter. Damit einhergehend ließen sich die in Abbildung 6.6 dargestellten veränderten Merkmale feststellen. Aufgrund des Laminataufbaus lagen die CF in den dunkler erscheinenden Bereichen des Schrifffbilds in Blickrichtung bzw. parallel zur Schnittrichtung. In vielen Fällen ging dies mit einer merklichen Aufweitung der Schnittfuge (a) einher, was sich mit der teilweise reflektierenden Eigenschaft der CF-Oberfläche erklären lässt. Im thermisch beeinflussten Bereich treten die erhitzten CF nach dem Ausdampfen der Matrix mit Luftsauerstoff in Kontakt. Demzufolge offenbart die Auflösung einzelner Fasern in der Abtragszone zwei weitere Effekte. Die CF quellen auf (b), sodass sich ihr ursprünglicher Durchmesser von ca. $6\text{ }\mu\text{m}$ in etwa verdoppelt. Gleichzeitig lagert sich während jeder weiteren Abtragsüberfahrt eine Depositschicht (d) auf der Schnittfläche und an den freiliegenden Fasern ab, wodurch sich der Schnittspalt verengt. Dies tritt bevorzugt bei einer Schnittstrategie mit einer hohen Anzahl an Überfahrten auf. Hinsichtlich der prozesssicheren Durchtrennung von Harzansammlungen (c) zeigte sich unter Verwendung von Prepreg-CFK (MD) ein merklich verbessertes Bild. Reinharzbereiche an Strahlein- und -austritt konnten

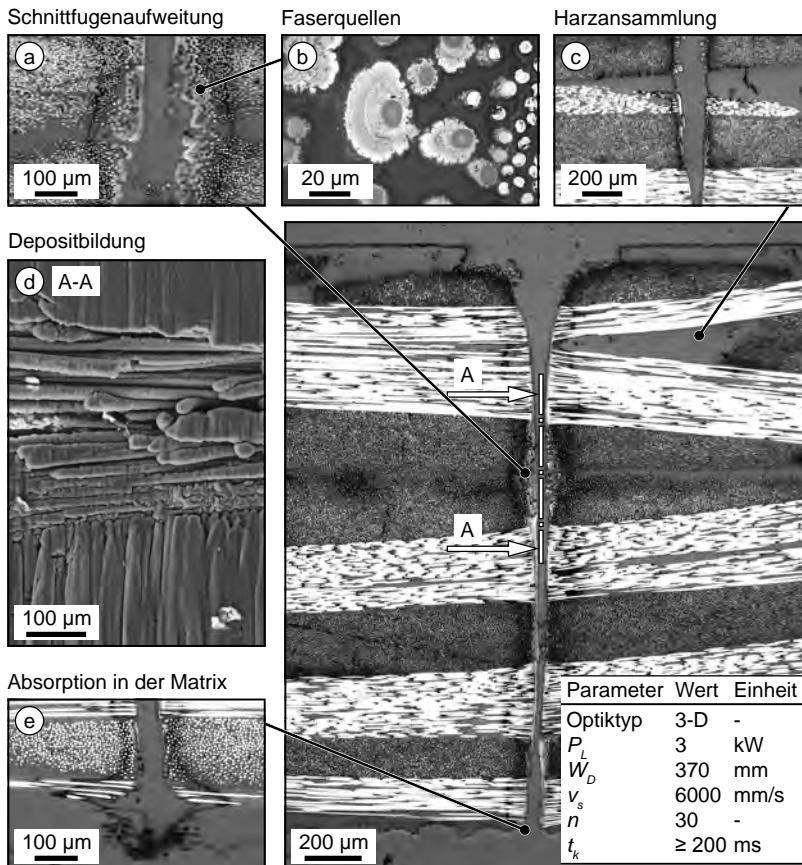


Abbildung 6.6: Lichtmikroskopische Aufnahmen typischer Gestaltabweichungen der Schnittfuge bei Prepreg-CFK (MD) mit gerußter Matrix und REM-Aufnahme der Depositschicht auf der Schnittfläche

dank des Vorhandenseins von Rußpartikeln meist ohne Risse und Schnittfugenaufweitung getrennt werden. Dies wird anhand von Abbildung 6.6e deutlich, in der eine Matrixschicht gezeigt ist, die bereits vor Durchtrennung aufgrund der verbesserten Absorption von Laserstrahlung teilweise verdampfte.

Quantifizierung kritischer Schnittfehler

Über die zuvor vorgestellte qualitative Auswertung von Gestaltabweichungen der Schnittfuge hinausgehend ist im nächsten Schritt der quantitative Beweis erforderlich, dass mit den veränderten optischen Eigenschaften der Matrix das Auftreten kritischer Schnittfehler abnimmt. Bereits die in Abschnitt 6.3 (S. 91) beschriebene Bestrahlung von unterschiedlich absorbierenden EP-Platten hat voneinander abweichende Prozessergebnisse gezeigt. Entsprechend soll die Schliffbild-Auswertung von Schnitten in RTM-CFK und Prepreg-CFK (MD) verdeutlichen, ob die unterschiedliche Absorption im Harzanteil zu nennenswerten Unterschieden führt. Hierfür wurden 206 Querschliffe mit transparenter Matrix sowie 84 Stück mit geschwärzter ausgewertet. Die Anteile der fehlerhaften Proben, welche von der Schnittfuge ausgehende Risse, Harzbrücken oder Faserbrücken aufwiesen, sind, nach Werkstoffen unterschieden, in Abbildung 6.7 einander gegenübergestellt. Ohne dies gesondert anzugeben, sind darunter auch Schnittfugen enthalten, die gleichzeitig mehrere Fehlertypen enthielten.

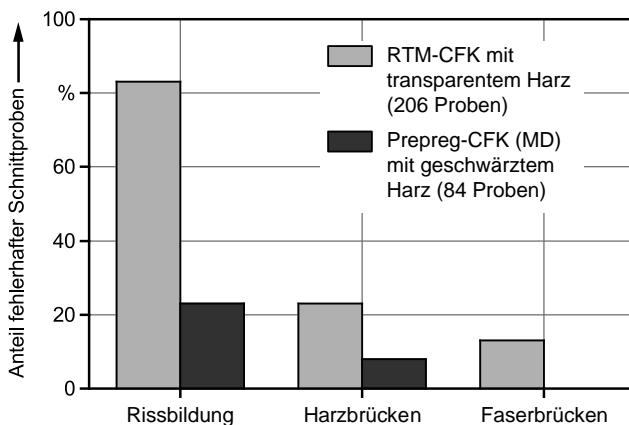


Abbildung 6.7: Quantitativer Vergleich des anteiligen Auftretens typischer Schnittfehler für die unterschiedlichen Versuchswerkstoffe

Diese Auswertung zeigt deutlich, dass die Häufigkeit von Rissen von 83 Prozent bei RTM-CFK auf 23 Prozent bei Prepreg-CFK (MD) verringert ist. Ein ähnlich

starker Rückgang ist bei Harzbrücken zu verzeichnen, welche beim Werkstoff mit ungerußtem Harz bei 23 Prozent der untersuchten Querschliffe auftraten, während die Häufigkeit beim gerußten Werkstoff auf ca. ein Viertel dessen abnahm. Die aufgrund von Faserbrücken unvollständige Trennung der Proben (im RTM-Werkstoff mehr als jede zehnte Probe) blieb bei Prepreg-CFK (MD) gänzlich aus. Die für CFK mit gerußtem Harz reproduzierbare, vollständige Durchtrennung gilt als Mindestvoraussetzung für den industriellen Bauteilbeschnitt.

Vermeidung von Schnittfehlern

Um künftig Gestaltabweichungen der Schnittfuge, die ursächlich auf den Eigenschaften der Matrix beruhen, möglichst ganz zu vermeiden, sind in erster Linie drei Maßnahmengruppen in Betracht zu ziehen. Diese sind:

- die geeignete Wahl der Strahlquelle¹, durch welche die Wellenlänge festgelegt ist,
- die Vermeidung von Reinarzrbereichen im Bauteil und
- die Beimischung von absorbierenden Additiven zur Matrix.

Die Wahl der Strahlquelle empfiehlt sich in einem Wellenlängenbereich, in dem die Matrix hochgradig absorbiert. Auf diesem Weg lässt sich die Entstehung von Harzbrücken vermeiden, die in hohem Maße zur Bildung von Rissen beitragen (vgl. Abbildung 6.5, S. 96). Für hohe cw-Ausgangsleistungen bieten sich als Alternative zur Wellenlänge im NIR-Spektrum beispielsweise CO₂-Laserstrahlquellen an, welche FIR-Strahlung mit $\lambda = 10,6 \mu\text{m}$ emittieren. Weiterhin ist eine konstante Bauteilqualität sicherzustellen, vor allem um Reinarzrbereiche bzw. Stellen mit lokal reduziertem Faservolumenanteil zu vermeiden. Die technische Umsetzung der gleichmäßigen Beimischung von absorbierenden Pigmenten auch im RTM-Verfahren bietet vielfältige Perspektiven: Neben der Befähigung des Konturbeschnitts mit fasergeführten Laserstrahlen ließe sich eine gesteigerte Sichtqualität und UV-Beständigkeit der Bauteile erzielen. Dabei könnte die ausgeprägte Wirtschaftlichkeit des RTM-Prozesses bei

¹z. B. basierend auf Screening-Versuchen in einem Laser-Applikationslabor

hohen Stückzahlen, die durch kurze Taktzeiten und eine gute Automatisierbarkeit bestimmt ist, auf ein größeres Bauteilspektrum übertragen werden.

6.5 Zusammenfassung

Der laserbasierte Abtrag von CFK ist ausschließlich durch thermische Zersetzung möglich. Die Untersuchung des Abtagsverhaltens hat gezeigt, wie der Eintrag thermischer Energie auf den inhomogen aufgebauten Faserverbundwerkstoff wirkt.

Mittels einer TGA ließen sich die chemischen Zerfallsprodukte sowie verlässliche Werte für die Verdampfungstemperaturen der Werkstoffkomponenten erfassen, die sich im Falle einer exothermen Reaktion der CF in einer oxidativen Atmosphäre merklich verringerten. Diese Werte gingen in die später zu beschreibende Simulation des Wärmeintrags an der Schnittkante ein (vgl. Abschnitt 7.4, S. 118 ff.).

Bei der separaten Bestrahlung der einzelnen Werkstoffkomponenten traten im Prozessergebnis Merkmale auf, die mit Schnittfehlern des Verbundwerkstoffes in Verbindung gebracht werden konnten und zum Verständnis der Entstehung der im weiteren Verlauf der Arbeit behandelten Defekte beitrugen. Beim Trennen von RTM-CFK mit NIR-Laserstrahlung war die relativ hohe Transmissivität des Harzanteils ein häufiger Grund für Schnittfehler. Im Vergleich mit Prepreg-CFK, welches einen Rußanteil in der Matrix aufweist, zeigte sich, dass bereits geringe Veränderungen des Werkstoffs zu gänzlich unterschiedlichen Prozessergebnissen führen können. Aus diesem Grund wurde im weiteren Verlauf der Arbeit bevorzugt geschwärztes Prepreg-CFK verwendet, um bei weiteren Auswertungen Schnittfehler weitgehend auszuschließen. Ausgehend von den Beobachtungen ließen sich Maßnahmen für einen robusten Abtrag formulieren, um eine reproduzierbare geometrisch bestimmte Schnittfläche sicherzustellen. Hierzu ist hinsichtlich der Prozesstechnik die Wahl der verwendeten Wellenlänge der Laserstrahlquelle zu nennen. Bezüglich des Bauteils ist eine hohe Bauteilqualität unter Vermeidung von Reinhärbereichen signifikanter Größe sicherzustellen sowie die Beimischung von absorbierenden Additiven im RTM-Prozess zu empfehlen.

Als Besonderheit des laserbasierten Trennens ist die thermische Schädigung der

6 Abtragsverhalten des Werkstoffs

Schnittkante zu nennen, deren Auswirkung auf die Bauteileigenschaften bislang nicht hinreichend erforscht ist. Um hierzu das Prozessverständnis zu vertiefen, dokumentiert das folgende Kapitel die Auswirkung der Prozessführung auf die Entstehung der Schnittfuge sowie die Ausbreitung der WEZ.

7 Strategien der Prozessführung

7.1 Allgemeines

Ausgehend von der Kenntnis des Werkstoffverhaltens ist die Ausbildung des Schnittgrabens sowie der Wärmeeintrag in die Bauteilkante zu quantifizieren. Hierzu ist eine geometrische Beschreibung der Trennfuge, und zwar abhängig von der Prozessführung, angestrebt. Allgemeine Ausführungen zum verwendeten Versuchsaufbau sind in Kapitel 5 (S. 79 ff.) nachzulesen. Von dieser Beschreibung abweichende Versuchsbedingungen und -parameter sind im vorliegenden Kapitel explizit angegeben. Das Ziel der Versuche ist es, eine Beziehung zwischen dem zeitlichen und örtlichen Energieeintrag und Werkstoffabtrag abzuleiten. Auf diese Weise lässt sich am Beispiel der verwendeten Kombination aus Systemtechnik und Werkstoff aufzeigen, welche Prozessalternativen in die weitere Diskussion der Festigkeitseigenschaften der gefertigten Bauteile einzubeziehen sind.

Dabei wird als WEZ der Bereich bezeichnet, in dem die Matrix sichtbar verdampft ist (vgl. Abschnitt 2.6, S. 53). Der Übergang zum ungeschädigten Werkstoff korreliert demnach mit der Isotherme, welche der Verdampfungstemperatur des EP entspricht. Die mittlere Breite dieses Bereichs ist von mehreren Prozessparametern abhängig, was sich rechnerisch durch ein Regressionsmodell abbilden lässt.

Die spätere Festigkeitsanalyse setzt zudem ein Profil der Temperaturbeaufschlagung an der Schnittkante voraus, welche im weiteren Verlauf dieses Kapitels aus numerischen Simulationen hervorgeht. Hierbei besteht die Aufgabenstellung darin, durch eine geschickte Wahl der Diskretisierung die Rechenbarkeit der Modells zu gewährleisten. Dabei sind einerseits die unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeiten der Matrix und der Fasern mit einer örtlichen Auflösung im Bereich von Mikrometern zu berücksichtigen. Andererseits liegen die Schnitttiefen und die Eindringbreite der Prozesswärme mehrere Größenordnungen

(Zehnerpotenzen) darüber, deren weitgehende Diskretisierung in Verbindung mit einer transienten Simulation der Prozessführung von Interesse ist.

7.2 Versuchsreihen zur Schnittfugenausbildung

Um den Zusammenhang zwischen dem Energieeintrag und der Schnittfugenausbildung zu ermitteln, wurden die Parameterstudien V_{I-III} unter Verwendung der in Tabelle 7.1 angegebenen Prozesseinstellungen durchgeführt. Hierbei kam durchgehend der Werkstoff RTM-CFK zum Einsatz. Um einen möglichst effizienten Abtrag zu bewirken, lag die Einstellung der Laserleistung P_L bei konstant 3 kW. Als weitere Parameter waren die Vorschubgeschwindigkeit v_s , die Anzahl der Überfahrten n und gegebenenfalls die Abkühlzeit t_k wahlweise fest oder variabel als Faktor verwendet. Die Schrittweite letztgenannter wurde ebenfalls variiert, sodass eine hohe Auflösung der jeweiligen Zielgröße im Bereich großer Gradienten dieser erreicht wurde.

Tabelle 7.1: Prozesseinstellungen der Versuchsreihen V_{I-III} unter Verwendung des Werkstoffs RTM-CFK

	V_I	V_{II}	V_{III}
<i>Feste</i>	$P_L = 3 \text{ kW}$	$P_L = 3 \text{ kW}$	$P_L = 3 \text{ kW}$
<i>Parameter</i>	$n = 1$	$v_s = 6000 \frac{\text{mm}}{\text{s}}$ $t_k = 600 \text{ ms}$	$v_s = 10\,000 \frac{\text{mm}}{\text{s}}$
<i>Faktoren</i>	$v_s \in [15; 10000] \frac{\text{mm}}{\text{s}}$	$n \in [1; 96]$	$n \in [4; 64]$ $t_k \in [50; 800] \text{ ms}$
<i>Optik</i>	3D	3D	f-Theta

In der Versuchsreihe V_I sollte die Abtragstiefe abhängig von der Streckenenergie einer einzelnen Überfahrt E_S ermittelt werden. Dabei wurde entsprechend Gleichung 2.25 durch die Variation der Vorschubgeschwindigkeit v_s eine Streckenenergie E_S zwischen 0,3 J/mm und 200 J/mm erzeugt. Um auf die Prozessführung mit mehreren Abtragsüberfahrten näher einzugehen, war bei

V_{II} die Streckenenergie $E_S = 0,5 \text{ J/mm}$ derart festzulegen, dass die nach Gleichung 2.25 erforderliche Vorschubgeschwindigkeit $v_S = 6000 \text{ mm/s}$ mit dem 3-D-Scanner noch zuverlässig darstellbar war. Die Untersuchung des Tiefenfortschritts ließ sich dabei durch Inkrementierung der Anzahl an Überfahrten n vornehmen. Zur Bestimmung des unteren Grenzwerts der Breite b_{WEZ} fand in V_{III} der f-Theta-Scanner Verwendung, mit dem die Streckenenergie $E_S = 0,3 \text{ J/mm}$ unter hoher Genauigkeit der Bahnführung mit $v_S = 10\,000 \text{ mm/s}$ aufgebracht werden konnte.

Das Ergebnis dieser Parameterstudien wurde anhand von Querschliffen nach der in Abschnitt 2.6.1 (S. 53 ff.) genannten Konventionen ausgewertet. In Abbildung 7.1 sind für die beiden grundsätzlichen Schnittstrategien mit einer (a) oder mehreren (b) Abtragsüberfahrten charakteristische Schliffbilder einander gegenübergestellt.

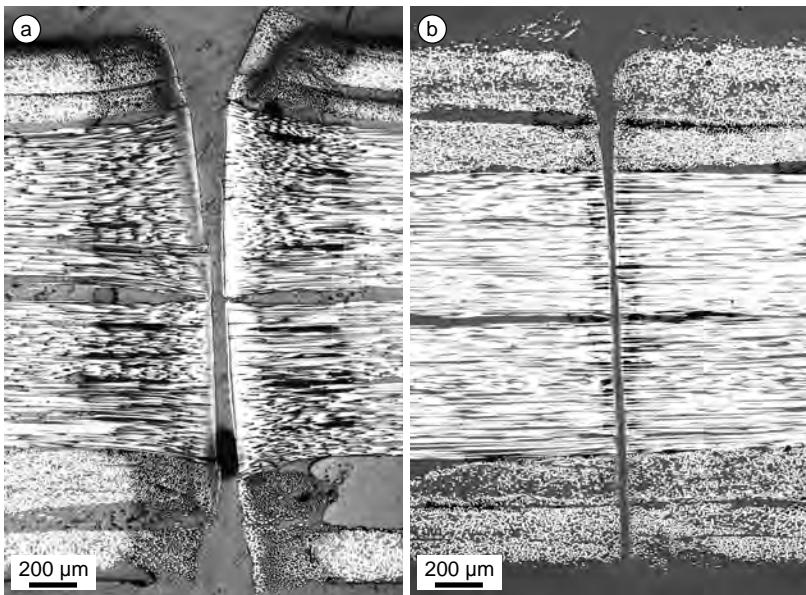


Abbildung 7.1: Schnittfuge und WEZ vollständig durchtrennter Probenplatten:
Einzelüberfahrt aus V_I bei einer Streckenenergie $E_S = 30 \text{ J/mm}$ (a);
Mehrfaichüberfahrt aus V_{II} mit $E_{S,ges} = 20 \text{ J/mm}$ (b)

Tiefenfortschritt einer einzelnen Abtragsüberfahrt

Die vollständige Durchtrennung stellt beim Konturbeschnitt von schalenartigen Bauteilen eine der wichtigsten Anforderungen an den Trennprozess dar. Daher war im ersten Schritt die Kenntnis der Schnittgrabentiefe t_s in Abhängigkeit vom Eintrag der Streckenenergie E_s für eine einzelne Überfahrt zu ermitteln. Die Versuchsreihe V_I wurde zu diesem Zweck hinsichtlich der Schnittgrabentiefe t_s ausgewertet. Diese Messwerte sind in Abbildung 7.2 über der Streckenenergie aufgetragen.

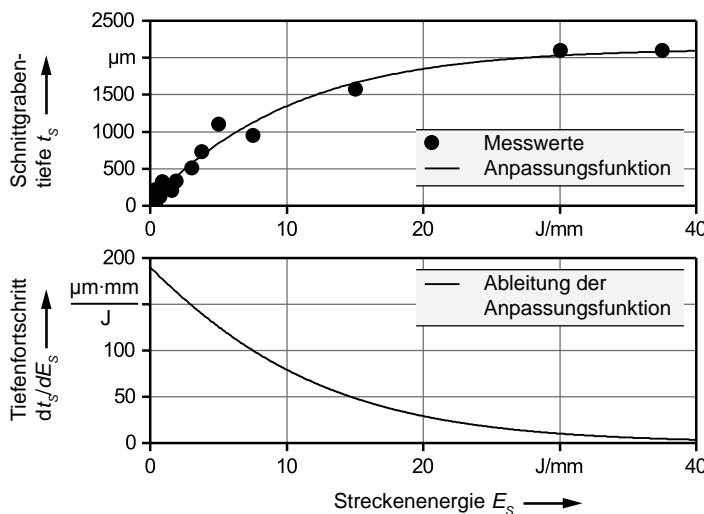


Abbildung 7.2: Messwerte der Schnittgrabentiefe beim Trennen mit Einzelüberfahrt aus V_I mit Anpassungsfunktion und darunter deren Ableitung zur Angabe des Tiefenfortschritts

Die Trendlinie durch die Messpunkte ist eine numerisch angepasste Sigmoid-Funktion (vgl. Gleichung A.1, S. 190), deren Parametrierung in Tabelle A.3 (S. 190) spezifiziert ist. Während die erreichbare Schnitttiefe im Versuch durch die Plattendicke begrenzt ist, nähert sich die gewählte Funktion dem oberen Grenzwert c_2 . Dieser wird bei einer Streckenenergie von ca. 40 J / mm erreicht. Dabei ist zu betonen, dass die Übertragbarkeit dieses Ergebnisses auf andere

Plattendicken begrenzt und gegebenenfalls experimentell zu überprüfen ist. Darüber hinaus besteht die Frage nach der Effizienz des Schnittprozesses, was mit Blick auf die Ableitung der Anpassungsfunktion in Abbildung 7.2 zu beantworten ist. Der maximale Tiefenfortschritt tritt bei der kleinsten Streckenenergie auf. Unter Einbeziehung von Gleichung 2.25 bedeutet dies, dass eine erhöhte Vorschubgeschwindigkeit im Bezug auf die eingebrachte Streckenenergie den größeren Tiefenfortschritt bewirkt. Dabei verkürzt sich die Interaktionszeit des Brennflecks mit dem Werkstoff an jedem Punkt der Trajektorie und der Energieverlust infolge zeitabhängiger Wärmeleitungsvorgänge nimmt ab. Dadurch fällt der Wärmeeintrag in umliegende Werkstoffbereiche geringer und damit die WEZ folglich deutlich kleiner aus, wie Abbildung 7.1 zeigt. Die absolute Schnittgrabentiefe einer derart effizienten Abtragsüberfahrt mit einer Streckenenergie $E_S < 2 \text{ J/mm}$ beträgt weniger als $400 \mu\text{m}$. In diesem Fall sind weitere Überfahrten erforderlich, um die vollständige Durchtrennung des Werkstoffs zu erreichen. Dies wird im Folgenden näher erläutert.

Tiefenfortschritt beim Trennen mit Mehrfachüberfahrt

Beim Trennen mit Mehrfachüberfahrt sind bei der Wahl der Bahngeschwindigkeit v_S die technischen Daten der Scanneroptik zu berücksichtigen. Sobald nahe an der in Tabelle 5.3 angegebenen maximalen Bahngeschwindigkeit $v_{S,max}$ gearbeitet wird, können durch Massenträgheit bedingte Abweichungen der Schnittkontur von ihrer Soll-Gestalt und ein Unterschreiten der vorgegebenen Bahngeschwindigkeit die Folge sein. Aus diesem Grund wurde die Versuchsreihe V_{II} unter Berücksichtigung der eingesetzten 3-D Optik mit einer Bahngeschwindigkeit v_S von 6000 mm/s durchgeführt. Die daraus hervorgegangenen Messwerte der Schnitttiefe sind in Abbildung 7.3 eingetragen.

Da die gesamte Steckenenergie $E_{S,ges}$ und die Anzahl der Überfahrten n zueinander proportional sind, kann in diesem Diagramm für beide Variablen je eine Abzisse angegeben werden. Die mit einem dreieckigen Symbol gekennzeichneten Messwerte brechen aus dem Trend der restlichen Daten aus, was auf Unregelmäßigkeiten hindeutete. Der jeweils zugehörige Querschliff offenbarte im RTM-Werkstoff an diesen Stellen eine Harzansammlung oder zumindest einen Bereich mit einem lokal verringerten Faservolumenanteil, was wie bereits

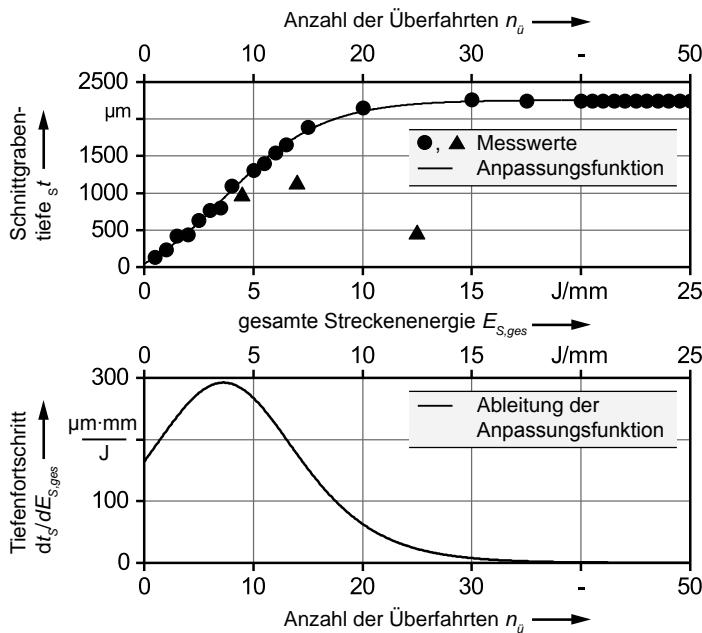


Abbildung 7.3: Messwerte der Schnittgraben-tiefe beim Trennen mit Mehrfachüberfahrt aus V_{II} mit Anpassungsfunktion und darunter deren Ableitung zur Angabe des Tiefenfortschritts

in Abschnitt 6.4 (S. 94) besprochen zu einem unregelmäßigen Prozessergebnis führte.

Dementsprechend erfolgte die Anpassung der Sigmoidfunktion nach Gleichung A.1 (S. 190) unter Ausschluss der Messungen mit Unregelmäßigkeiten des Werkstoffes. Die so ermittelten Parameter sind in Tabelle A.4 (S. 191) einsehbar. Die Kurve erscheint bis zu einer gesamten Streckenenergie von ca. 7,5 J/mm nahezu linear.

Darüber hinaus lässt die Ableitung dieser Anpassungsfunktion in Abbildung 7.3 die Gewinnung weiterer Erkenntnisse zu. Da der Laserstrahl auf der Plattenoberfläche fokussiert war, ließe sich am Strahleintritt (auf dem Niveau der Oberfläche) der größte Tiefenfortschritt erwarten. Dieser nahm stattdessen bis zum Maximum bei knapp 1 mm Schnitttiefe stetig zu, obwohl sich der Laser-

strahl außerhalb des Fokusebene aufweitet (vgl. Abschnitt 2.4.1, S. 39). Dies ist auf die Streuung und die Rückreflexion des Laserstrahls bei geringer Schnitttiefe zurückzuführen. Zudem ist auf die annähernd parallelen Schnittflächen der Trennfuge hinzuweisen, die teilweise reflektieren, wie in Abbildung 7.4 auf den Mikroskopbildern (a, b) zu erkennen ist. Die REM-Aufnahme (c) weist zudem über weite Bereiche der Schnittgrabenfläche eine geringe Rauheit auf, was die These einer gerichteten Reflexion stützt. Somit deuten diese Beobachtungen auf Mehrfachreflexionen des Laserstrahls in der Trennfuge hin. Oberhalb einer Schnittgraben Tiefe von ca. 1 mm sinkt die Effizienz des Abtrags stetig, was einen erhöhten Energiebedarf für den Tiefenfortschritt zur Folge hat.

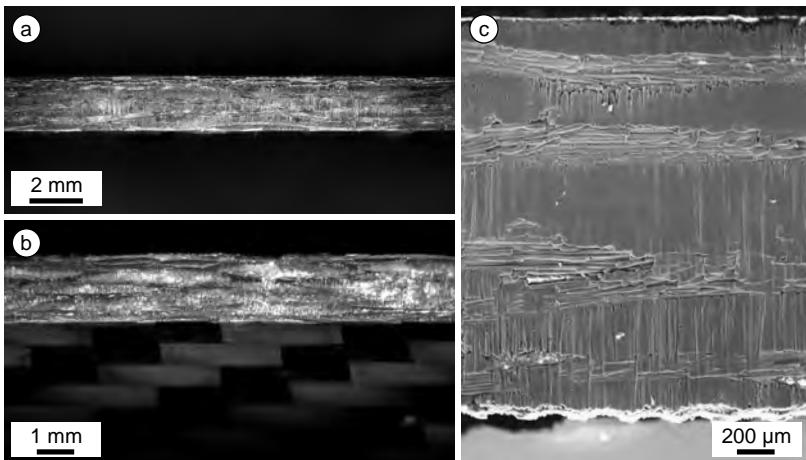


Abbildung 7.4: Aufnahmen einer mittels Laserstrahlung hergestellten Schnittkante in Prepreg-CFK (MD): Digitalmikroskopie (a, b) sowie REM (c)

Breite der Schnittfuge

Als weitere Dimension des abgetragenen Querschnitts ist die mittlere Breite der Schnittfuge b_S von Interesse. Die im Zuge von V_1 ermittelten Messwerte dieser Größe sind in Abbildung 7.5 ersichtlich. Dabei ist die unregelmäßige Verteilung der Datenpunkte auf den Werkstoff zurückzuführen, da die Ausrichtung und

der Volumenanteil der CF lokal variierte. Für die Bearbeitung mit einer einzelnen Überfahrt zeichnet sich ein Anstieg der Schnittgrabenbreite b_S zu höheren Streckenenergien E_S hin als Trend ab.

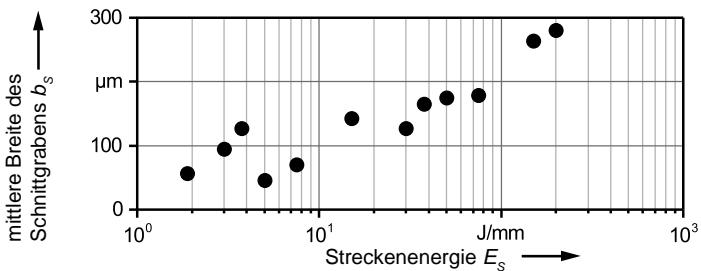


Abbildung 7.5: Mittlere Breite des Schnittgrabens in der Versuchsreihe V_I bei Einzelüberfahrt

Dagegen stellte sich bei Mehrfachüberfahrt, abgesehen von Schwankungen, die auf den Werkstoff zurückzuführen sind, eine nahezu konstante Schnittfugenbreite ein, ohne dass ein Einfluss der Anzahl der Überfahrten n und der Dauer t_k der Abkühlpausen feststellbar war. Die anhand von Schliffbildern bestimmte mittlere Schnittspaltbreite \bar{b}_S der vollständig durchtrennten Proben betrug in der Versuchsreihe V_{II} 67,5 μm bzw. 36,5 μm in V_{III} .

Thermisch veränderte Randzone

Die Entstehung der WEZ ist ein zentraler Diskussionspunkt der in Abschnitt 3.3.1 (S. 63) genannten Arbeiten. Im Gegensatz zum Trennen mit Festoptiken bietet die Prozessführung beim RAC zusätzliche Freiheitsgrade bezüglich der Energiedisposition. Daher ist zu untersuchen, wie der zeitliche Ablauf des Wärmeeintrags neben dem zuvor beschriebenen Werkstoffabtrag auch die Ausbildung der WEZ beeinflusst. Hierzu sind die Messwerte der mittleren inneren Breite der Wärmeeinflusszone $b_{WEZ,i}$ der Versuche V_I für eine Überfahrt in Abbildung 7.6 aufgetragen. Der Abtrag mit besonders kleiner Streckenenergie E_S bzw. mit möglichst hoher Vorschubgeschwindigkeit v_S (vgl. Gleichung 2.25, S.47)

ließ die Schädigungsbreite auf ca. $50\text{ }\mu\text{m}$ sinken. Um den Werkstoff mit einer Überfahrt vollständig zu trennen, war in V_I (vgl. Abbildung 7.2, S.106) mindestens 30 J/mm Streckenergie erforderlich. Laut Abbildung 7.6 führte dies beim Trennen mit einer Überfahrt zu einer WEZ von mehr als $450\text{ }\mu\text{m}$ Breite. Die Plausibilität dieser Beobachtungen bestätigt sich unter Einbeziehung von Abbildung 7.2. Da bei kleiner Streckenenergie eine im Vergleich hohe Abtragsrate erreicht wird, steht weniger Verlustleistung zur Schädigung des Bauteils zur Verfügung.

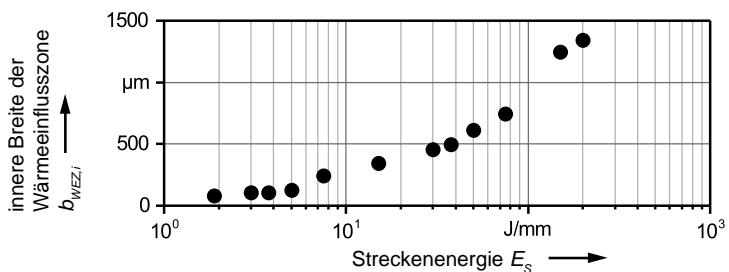


Abbildung 7.6: Breite der Wärmeeinflusszone in der Versuchsreihe V_I bei Einzelüberfahrt

Um den Abtrag mit erhöhter Vorschubgeschwindigkeit näher untersuchen zu können, fand Versuchsreihe V_{III} unter Verwendung des f-Theta-Scanners statt. Dabei wurde nach der auf Seite 53 ff. beschriebenen Konvention die innere Breite der WEZ $b_{WEZ,i}$ bestimmt. Bereits durch die Auswertung von Querschliffen aus Versuchsreihe V_{II} war bekannt, dass die Anzahl an Überfahrten n_{ii} im Falle einer konstanten Abkühlzeit $t_k = 600\text{ ms}$ keinen merklichen Einfluss auf die Ausdehnung der WEZ hat. Stattdessen zeichnete sich in der Reihe der Schliffbilder eine WEZ mit annähernd konstanter Breite ab, die vergleichbar mit dem Beispiel in Abbildung 7.1b (S.105) ausgeprägt war.

Als Ergebnis der Variation der Abkühlzeit zwischen den Überfahrten t_k in Versuchsreihe V_{III} ergaben sich die in Abbildung 7.7 aufgetragenen Messwerte von $b_{WEZ,i}$, deren Bandbreite durch die beiden Querschliffe verdeutlicht ist.

Bei einer Abkühlzeit $t_k = 50$ ms betrug die Breite des geschädigten Bereichs

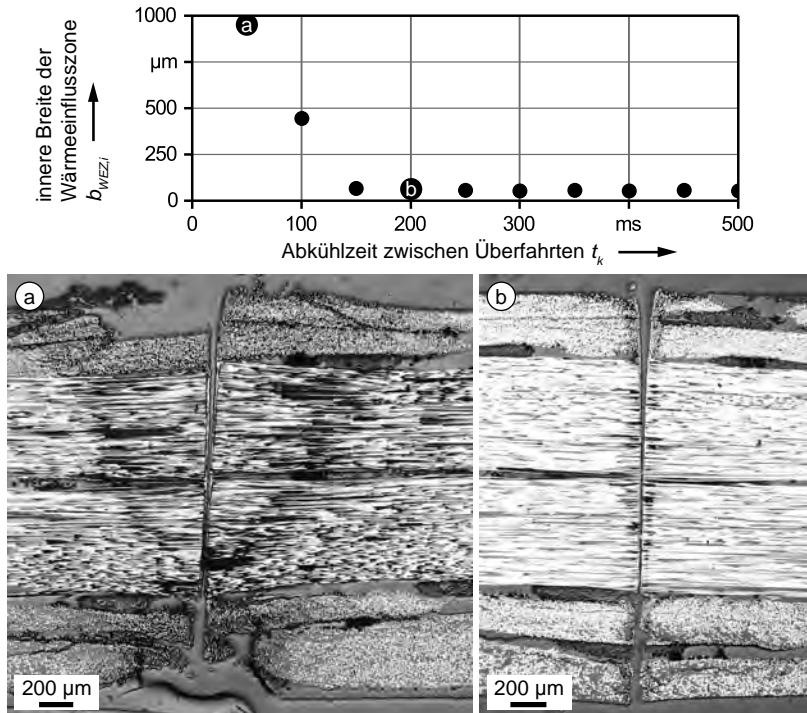


Abbildung 7.7: Breite der Wärmeeinflusszone in V_{III} nach $n \geq 28$ Abtragsüberfahrten für Abkühlzeiten $t_k < 500$ ms sowie charakteristische Schliffbilder der WEZ: $b_{WEZ,i} \approx 1$ mm für $t_k = 50$ ms (a); $b_{WEZ,i} = 64$ μm für $t_k = 200$ ms (b)

$b_{WEZ,i} \approx 1$ mm (a). Bis zu einer Abkühlzeit $t_k = 150$ ms war eine deutliche Abnahme von b_{WEZ} zu verzeichnen, während oberhalb dieser Marke ohne Ausnahme eine rund 60 μm breite WEZ auftrat (b). Dieser Wert ließ sich bei der gegebenen Strahlqualität und mit den vorliegenden Optikspezifikationen nicht weiter reduzieren.

7.3 Beschreibungsmodell der Wärmeeinflusszone

Um die Ausprägung der thermischen Schädigungsbreite bei Mehrfachüberfahrt näher zu beschreiben, sind zusätzlich zur Beobachtung einzelner Einflussgrößen auch Wechselwirkungen unter diesen Faktoren in die Betrachtung einzubeziehen. Mittels statistisch geplanter Versuche (vgl. Abschnitt 2.5.3, S. 50) kann hierfür ein mathematisches Modell erstellt werden. Basierend auf den vorausgehenden Versuchen gehen die Vorschubgeschwindigkeit v_s und die Abkühlzeit t_k zwischen zwei Überfahrten als Faktoren in die Versuchsplanung ein. Als zusätzliche Einflussgröße wird die Laserleistung P_L aufgenommen, deren Wirkung auf die WEZ bislang nicht betrachtet wurde.

Statistische Versuchsplanung

Bei der statistischen Versuchsplanung sind gegensätzliche Anforderungen zu erfüllen:

- Um einen großen Geltungsbereich der Ergebnisse zu erreichen, ist das untersuchte Parameterfenster möglichst groß zu wählen.
- Durch lokale Einschränkungen der Prozessgrenzen sind valide Messwerte für die Zielgröße sicherzustellen.
- Solche Restriktionen sind nach Möglichkeit zu vermeiden, um die rechnerische Auswertbarkeit des Versuchsplans zu erleichtern.

Bei der Wahl des für die Versuche relevanten Parameterbereichs wurde im Anbetracht dieser Vorgaben die Laserleistung P_L auf 1000 bis 3000 W eingegrenzt und die Vorschubgeschwindigkeit v_s auf das Intervall 333 bis 10 000 mm/s festgelegt.

In der durch diese Parameter aufgespannten Ebene ergaben sich jedoch die in Abbildung 7.8a grau markierten Bereiche des Versuchsplans, in denen kein auswertbares Prozessergebniss auftrat. Unterhalb einer Streckenenergie von $E_s < 0,3 \text{ J/mm}$ stagnierte der Tiefenfortschritt nahezu, während oberhalb von 3 J/mm Werkstoffschädigungen durch Flammbildung am Strahleintritt entstanden. Diese weitreichenden Einschränkungen des Parameterraumes würden die Auswertbarkeit der Versuche durch starke Korrelationen beeinträchtigen.

Folglich erwies sich die Transformation der Vorschubgeschwindigkeit v_s in die Streckenergie E_s nach Gleichung 2.25 (S. 47) als vorteilhaft. Mit allen möglichen Kombinationen der in Abbildung 7.8b grafisch dargestellten Parameter Laserleistung und Streckenenergie ließen sich somit auswertbare Schnittergebnisse erzielen. So entsteht unter Hinzunahme der Abhühlzeit t_k ein kubischer Versuchsraum, der lediglich eine schwache Einschränkung aufweist. Abhängig von der Streckenenergie entwickeln sich bei kleinen Abkühlzeiten ebenfalls Flammen. Diese grau markierte Restriktion des in Abbildung 7.8b gezeichneten Faktorraums lässt sich durch die Wahl eines D-optimalen Versuchplanes abdecken, dessen Eckdaten in Tabelle 7.2 aufgeführt sind.

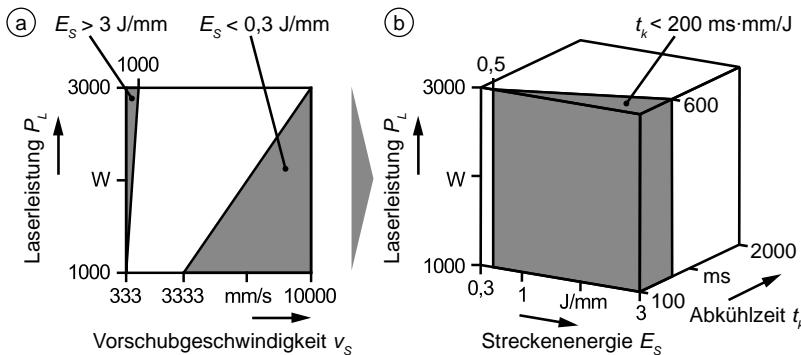


Abbildung 7.8: Versuchsraum in D-optimaler Anordnung (b) mit verbesserter Anpassung an Prozessgrenzen der Screeningversuche (a) infolge der Transformation der Vorschubgeschwindigkeit in die Streckenenergie

Die gesamte Streckenenergie $E_{S,ges}$ wurde für alle Versuche auf ca. 15 J/mm festgesetzt, da hiermit bereits die vollständige Durchtrennung erreicht wurde (vgl. Abbildung 7.3). Dies ließ sich mittels Screeningversuchen an weiteren Punkten des Versuchsraumes bestätigen. Daraus ergab sich nach Gleichung 2.26 die erforderliche Anzahl an Überfahrten, welche jeweils auf den nächsten ganzzahligen Wert aufgerundet wurde.

Bei der Wahl der Ansatzfunktion diente Versuchsreihe V_{III} (vgl. Abbildung 7.7) als Beispiel für den zu erwarteten Verlauf der Zielgröße b_{WEZ} in Abhängigkeit von der Abkühlzeit t_k . Um diesen Verlauf durch ein Polynom beschreiben zu

Tabelle 7.2: Prozesseinstellungen der Versuchsreihe V_{IV} unter Verwendung der f-Theta-Optik und des Werkstoffs Prepreg-CFK (MD)

V _{IV}	
Normierte Faktoren	$Z_1 = (P_L - 2000 \text{ W}) / 1000 \text{ W}$ mit $P_L \in [1000; 3000] \text{ W}$ $Z_2 = (E_S - 1,65 \frac{\text{J}}{\text{mm}}) / 1,35 \frac{\text{J}}{\text{mm}}$ mit $E_S \in [0, 3; 3] \frac{\text{J}}{\text{mm}}$ $Z_3 = (t_k - 1050 \text{ ms}) / 950 \text{ ms}$ mit $t_k \in [100; 2000] \text{ ms}$
Bedingungen	$E_{S,ges} \geq 15 \frac{\text{J}}{\text{mm}}$ $t_k \geq E_s \cdot 200 \text{ ms} \cdot \text{mm/J}$

können, ist im einfachsten Fall eine Funktion dritten Grades empfehlenswert, was die Wahl eines kubischen Beschreibungsmodells nach Gleichung 2.27 (S. 52) begründet. Darüber hinaus unterstützt die Normierung der Faktoren mit stark unterschiedlichen Wertebereichen auf das Intervall $[-1; +1]$ die numerische Genauigkeit des Modells. Mit der Festlegung auf fünf Stufeneinstellungen je Faktor erforderte die Bestimmung der Modellparameter 24 Versuche. In Tabelle A.8 (S. 192) finden sich die Versuchsparameter und die Messwerte der Zielgröße b_{WEZ} .

Die anschließende Regressionsrechnung ergab einen vollzähligen Satz von $n_m = 13$ Modellkoeffizienten, der durch ANOVA vereinfacht wurde (vgl. Abschnitt 2.5.3, S. 51 f.). Die dazugehörigen statistischen Kennzahlen lassen sich den Tabellen A.9 und A.10 (S. 193 f.) entnehmen. Das ermittelte Regressionsmodell für die Breite der Wärmeeinflusszone lautet:

$$b_{WEZ} = 144,75 + \begin{pmatrix} -60,89 \\ 78,14 \\ -5,18 \end{pmatrix}^T \cdot \begin{pmatrix} Z_1 \\ Z_2 \\ Z_3 \end{pmatrix} + 91,33 \cdot Z_3^2 - 89,75 \cdot Z_3^3 + \begin{pmatrix} -17,08 \\ 29,45 \\ 91,33 \end{pmatrix}^T \cdot \begin{pmatrix} Z_1 Z_2 \\ Z_1 Z_3 \\ Z_2 Z_3 \end{pmatrix} \quad \text{mit } [b_{WEZ}] = \mu\text{m.} \quad (7.1)$$

Diese Funktion besitzt vier Dimensionen¹ und ist daher nicht räumlich darstellbar. Zur Veranschaulichung sind daher in Abbildung 7.9 drei Teilfunktionen des Modells durch den Mittelpunkt des Parameterraums gezeichnet. Dabei sind jeweils zwei Faktoren auf dem Mittelwert ihres Wertebereichs eingestellt und die Zielgröße ist über den verbleibenden freien Faktor aufgetragen. Während die durchgezogene Linie das mathematische Modell wiedergibt, befindet sich seitlich davon der Vertrauensbereich, das sogenannte *Konfidenzintervall*, innerhalb dessen sich 95 Prozent der gemessenen Werte der Zielgröße wiederfinden. In diesem Fall spricht der enge Verlauf des Konfidenzintervalls für die Güte des Modells.

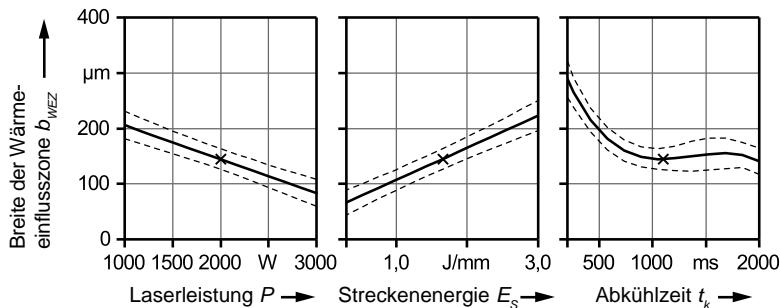


Abbildung 7.9: Modellierter Verlauf der Wärmeeinflusszone sowie dessen Konfidenzintervall beim Trennen mit mehreren Überfahrten in Abhängigkeit von den Faktoren Laserleistung, Streckenenergie und Abkühlzeit

Klar erkennbar ist der Trend, den die Modellfunktion für die Variation der einzelnen Faktoren preisgibt: Die Reduktion der thermischen Schädigungsbreite erfordert bei gleichbleibendem Fokusdurchmesser eine möglichst hohe Laserleistung, was eine entsprechend gesteigerte fokale Intensität bedeutet. Gleichzeitig ist die Streckenenergie durch schnelle Abtragsüberfahrten gering zu halten. Abkühlzeiten unterhalb 1000 ms bewirken hingegen einen starken Anstieg der thermischen Bauteilschädigung. Dieser Verlauf deckt sich weitgehend mit den in Abbildung 7.7 (S. 112) aufgetragenen Messwerten. Durch

¹drei Faktoren und eine Zielgröße

das mathematische Beschreibungsmodell lässt sich für jeden Punkt des Versuchsräumes V_{IV} ein rechnerischer Wert für b_{WEZ} ausgeben. Der hohe Wert des adjustierten Bestimmtheitsmaßes R_{adj}^2 (vgl. Tabelle A.10, S. 194) bestätigt die Güte des Modells, welche anhand einer geringen Anzahl zu berücksichtigender Faktoren eine hohe Aussagekraft bietet.

Auswahl charakteristischer Prozesseinstellungen

Da die nachfolgend vorgestellten Versuchsreihen mit erhöhtem zeitlichem und finanziellem Aufwand verbunden waren und gleichzeitig eine gute Vergleichbarkeit der Ergebnisse erwünscht war, empfahl sich die Einschränkung auf wenige charakteristische Prozesseinstellungen und die konsequente Verwendung dieser. Sie lassen sich auf Basis der vorausgehenden Beobachtungen benennen und sind in Tabelle 7.3 zusammengefasst.

Tabelle 7.3: Auswahl und Prozessparametern für die weiteren Untersuchungen

Trennprozess	P_L	v_s	n	t_k
RAC N1	3 kW	0,15 m/s	1	–
RAC T100	3 kW	6 m/s	27	100 ms
RAC T200	⋮	⋮	⋮	200 ms
RAC T300	⋮	⋮	⋮	300 ms

Zum einen ist das Trennen mit einer Überfahrt *RAC N1* näher zu untersuchen, wobei die Vorschubgeschwindigkeit eine vollständige Durchtrennung des Prepreg-CFK sicherstellen muss. Daneben wird die Bandbreite der thermischen Schädigung beim Trennen mit mehreren Abtragsüberfahrten *RAC T100/200/300* unter Verwendung von drei verschiedenen Abkühlzeiten $t_k \in [100;200;300]$ ms abgedeckt. Bei der Vorschubgeschwindigkeit $v_s = 6$ m/s, welche mit beiden Scannersystemen gut darstellbar ist, sind $n = 27$ Belichtungen zum Trennen notwendig. Zur Veranschaulichung der aus der Verwendung dieser Parameter resultierenden thermischen Schädigungsbreiten sind in Abbildung 7.10 Beispiele für Schliffbilder der Schnittfugen gezeigt.

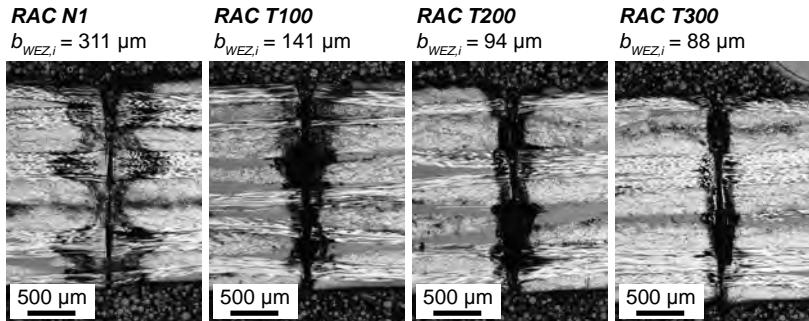


Abbildung 7.10: Ausprägung der Wärmeeinflusszone beim Trennen von Prepreg-CFK (MD) mit den Prozesseinstellungen aus Tabelle 7.3

Basierend auf der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Definition der WEZ (vgl. Abschnitt 2.6, S. 53) lässt sich folgern, dass am Rand dieses Bereichs hin zum verbleibenden Verbundwerkstoff kurzzeitig die Verdampfungstemperatur der Matrix erreicht wurde. Somit repräsentiert die Begrenzung der WEZ bei einer zeitübergreifenden Auswertung der im Zuge der Laserstrahlbearbeitung aufgetretenen Höchsttemperaturen eine schädigungsrelevante Isotherme.

7.4 Simulation des Wärmeeintrags in das Bauteil

Sobald über die Kenntnis der durch die WEZ erkenntlichen Isotherme ein vollständiges Profil der thermischen Belastung des Bauteils gefordert ist, sind numerische Simulationen als geeignetes Werkzeug naheliegend.

Wie aus den Betrachtungen zum Stand der Technik (vgl. Abschnitt 3.4, S. 68 ff.) hervorgeht, existieren zahlreiche Simulationsmodelle, die den Abtrag des Werkstoffs und die Wärmeleitung im Bauteil beschreiben. Im vorliegenden Fall dient der Aufbau eines Simulationsmodells dem Zweck, die Wärmebeaufschlagung der Bauteilkante infolge der Laserstrahlbearbeitung für die charakteristischen Prozesseinstellungen des RAC (vgl. S. 117) abzubilden.

Dies macht eine transiente Berechnung ebenso notwenig wie eine dreidimensionale Modellierung des Bauteilausschnittes. Bei der Wahl der Modellgrenzen ist zu bedenken, dass die Vorgänge in der Prozesszone mangels Quantifizierbarkeit nur schwer abbildbar sind. Zudem ist die Abtragsrate bevorzugt experimen-

tell zu ermitteln. Daher fiel die Entscheidung, die in Abbildung 7.11 gezeigte Abstraktion des Trennprozesses zu wählen und die Modellgrenze unmittelbar neben die Prozesszone zu legen. Dadurch lassen sich die komplexen physikalischen Vorgänge in der Schnittfuge, wie beispielsweise die Verdampfung des Werkstoffs und die Massenbilanz von der Modellierung ausschließen. Dieser Ansatz ist aus dem Grund zu bevorzugen, weil das wissenschaftliche Verständnis des Abtrags vor allem hinsichtlich der CF noch lückenhaft ist. Zudem sind selbst leistungsfähige Rechner nicht in der Lage, die physikalischen Effekte des Abtrags an einem praktisch relevanten Werkstoffvolumen transient zu berechnen. Für die in diesem Abschnitt beschriebenen FEM-Simulationen stand der in Tabelle A.15 (S. 198) spezifizierte Rechner sowie die angegebene Software zur Verfügung.

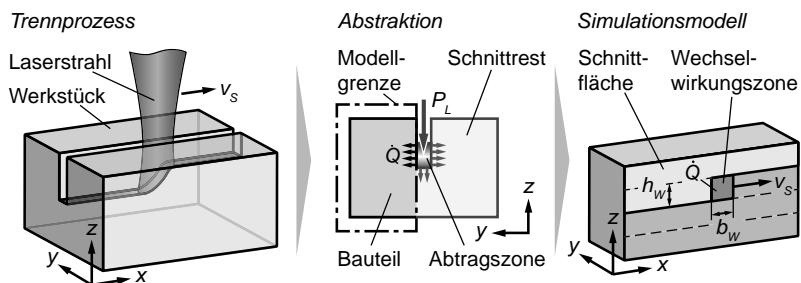


Abbildung 7.11: Konzeption des Simulationsmodells zur Berechnung schädigungsrelevanter Isothermen im Bauteil

Das auf der Basis der zuvor beschriebenen Abgrenzung entstandene Simulationsmodell stimmt geometrisch mit dem fertigen Bauteil überein. Über die Wechselwirkungszone (WWZ), welche sich entsprechend der realen Vorschubgeschwindigkeit v_s bewegt, wird ein Wärmestrom \dot{Q} ins Bauteil eingetragen. Der Umriss der WWZ ist vereinfachend rechteckig in der Ebene angenommen, wobei die Höhe h_W der mittleren Abtragstiefe pro Überfahrt entspricht und die Breite b_W der Abtragszone näherungsweise mit der mittleren Schnittfugebreite gleichgesetzt ist. Dadurch ist die Möglichkeit gegeben, RAC sowohl mit Einfach- als auch Mehrfachüberfahrt darzustellen bzw. zu simulieren.

Berechnung homogenisierter Werkstoffkennwerte

Durch ein homogenisiertes Werkstoffmodell mit orthotropen Eigenschaften lassen sich beispielsweise unidirektional verstärkte Schichten eines Kreuzverbundes abbilden, was in guter Näherung auf Prepreg CFK (MD) anwendbar ist. Um quantifizierbare Simulationsergebnisse sicherzustellen, sind vorab richtungsabhängige Wärmeleitfähigkeiten des Werkstoffs zu bestimmen, bevor die Simulation des Wärmeeintrags mit unterschiedlichen Prozesseinstellungen erfolgt.

Die Wärmeausbreitung in der orthotropen Schicht ist durch die richtungsabhängigen Wärmeleitfähigkeiten κ_{\parallel} und κ_{\perp} beschrieben. Da die Mischungsregeln in Abschnitt 2.3.1 (S. 22) quer zur Faserrichtung lediglich Richtwerte angeben können, ist nachfolgend die Bestimmung der Kennwerte κ_{\parallel} und κ_{\perp} durch eine thermische Simulation aufgezeigt. Dabei lässt sich das Fourier'sche Gesetz aus Gleichung 2.4 (S. 23) an einer kleinen Einheit des Verbundwerkstoffs anwenden. Entsprechend dem realen Faservolumenanteil des FKV ist der volumetrische Anteil der Fasern und der Matrix zu modellieren. Aufgrund von Symmetrieannahmen kann der Wärmestrom über die Grenzflächen der in Abbildung 7.12 gezeigten Modelle zu Null angenommen werden.

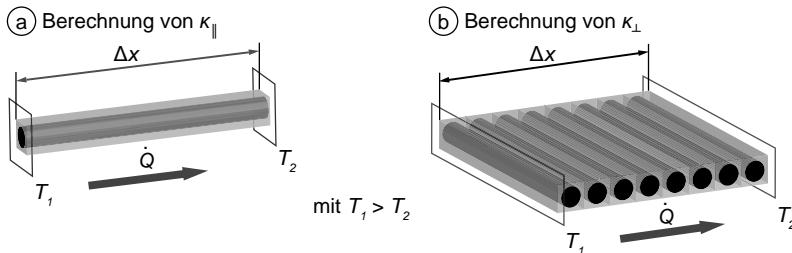


Abbildung 7.12: Simulationsgestützte Berechnung der Wärmeleitfähigkeiten des Verbundwerkstoffes in Faserlängsrichtung (a) bzw. quer zur Faserrichtung (b)

Als stationäre Lösung des Modells (a) war der Wärmestrom \dot{Q} zu berechnen, welcher infolge des Gradienten zwischen den Rändern mit den frei gewählten Temperaturen $T_1 = 500\text{ K}$ und $T_2 = 293,15\text{ K}$ auftritt. Der Querschnittsfläche A lag die Kantenlänge der modellierten Elementarzelle von $8,009\text{ }\mu\text{m}$

zugrunde, welche sich für einen Faservolumenanteil $\varphi = 0,6$ unter Annahme eines Faserdurchmessers $d_F = 7 \mu\text{m}$ ergab. Die Länge dieses Einfasermodells $\Delta x = 1000 \mu\text{m}$ konnte ebenfalls frei festgelegt werden. Nach dem Einsetzen der genannten Werte in Gleichung 2.4 ergibt sich κ_{\parallel} :

$$\begin{aligned}\kappa_{\parallel} &= \frac{\dot{Q} \cdot \Delta x}{(T_1 - T_2) A} \\ &= \frac{8,59 \cdot 10^{-5} \text{ W} \cdot 1000 \mu\text{m}}{(500 \text{ K} - 293,15 \text{ K}) (8,009 \mu\text{m})^2} = 6,48 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}\end{aligned}\quad (7.2)$$

Zur Validierung dieses Modells wurde das Volumen der Faser ebenfalls mit Matrix belegt und simuliert. Wie erwartet, reproduzierte die Berechnung nach Gleichung 7.2 mit hoher Genauigkeit die Wärmeleitfähigkeit der Matrix.

Quer zur Faserrichtung war ein analoges Vorgehen unter Verwendung des Modells in Abbildung 7.12b möglich, welches acht nebeneinander befindliche Faserelemente mit einer Länge von $100 \mu\text{m}$ aufwies. Für κ_{\perp} gilt:

$$\begin{aligned}\kappa_{\perp} &= \frac{\dot{Q} \cdot \Delta x}{(T_1 - T_2) A} \\ &= \frac{4,8 \cdot 10^{-3} \text{ W} \cdot (8 \cdot 8,009 \mu\text{m})}{(500 \text{ K} - 293,15 \text{ K}) (8,009 \mu\text{m} \cdot 100 \mu\text{m})} \\ &= 1,85 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}\end{aligned}\quad (7.3)$$

Aufbau des Simulationsmodells

Der Aufbau des Simulationsmodells erforderte entsprechend Abbildung 7.13 die Eingabe der geometrischen Parameter (a) sowie die Deklaration thermischer Randbedingungen (b).

Dabei flossen im ersten Schritt die Prozessführung mit einer Abtragsüberfahrt *RAC N1* und diejenige mit Mehrfachüberfahrt *RAC T100* ein (vgl. Tabelle 7.3, S. 117), wodurch die Vorschubgeschwindigkeit v_s feststand. Zudem war für *RAC N1* die Anzahl der Überfahrten $n = 1$ und die Abtragstiefe h_w zwangsläufig gegeben.

Die erforderliche Anzahl der Belichtungen bei *RAC T100* wurde im Hinblick

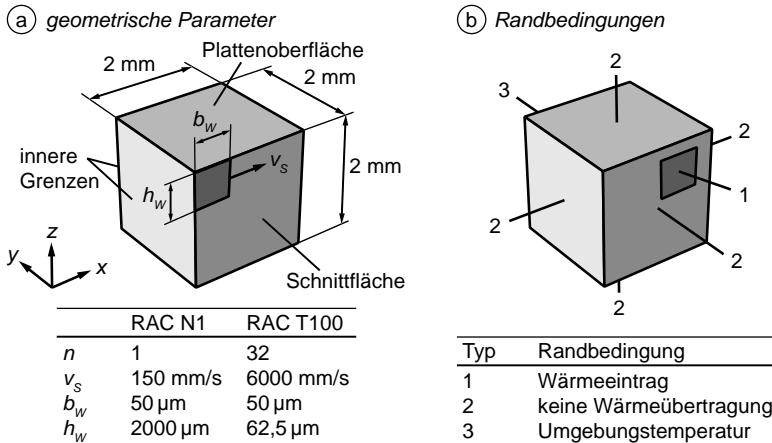


Abbildung 7.13: Geometrische Parameter zur Simulation der Prozessführung mit Einzel- und Mehrfachüberfahrt (a) sowie Nennung thermischer Randbedingungen (b)

auf die Versuche zum Abtragsverhalten von Prepreg-CFK (MD) (vgl. Abbildung 6.6, S. 98) auf $n = 32$ festgelegt. Unter der Annahme eines konstanten Tiefenfortschritts pro Überfahrt resultiert die Höhe der Wechselwirkungszone h_w . Hinsichtlich der Breite der WWZ b_w ist davon auszugehen, dass dieser Wert mit der Schnittspaltbreite korreliert. Daher wurde für die vorliegende Machbarkeitsuntersuchung für beide Prozessvarianten der vorläufige Wert $b_w = 50 \mu\text{m}$ eingesetzt, welcher in erster Näherung den experimentell beobachteten Schnittspaltbreiten in Abbildung 7.10 (S. 118) entspricht.

Die in Abbildung 7.13b bezeichneten Randbedingungen dienen einer möglichst realitätsnahen Modellierung des Wärmeflusses bei gleichzeitig einfacher Handhabung des Modells. Auf der Fläche der WWZ wird der Wärmestrom \dot{Q} in das simulierte Volumen eingetragen. Die Flächen mit der Randbedingung vom Typ 2 sind hingegen als thermisch isoliert angenommen. Dies trifft unter Vernachlässigung des konvektiven Wärmeübergangs und der thermischen Strahlung auf die Plattenoberflächen sowie den von der WWZ bereits überstrichenen Flächenabschnitt zu. Da jedoch im Vorlauf der Zustellbewegung in der Realität ein Wärme leitendes Kontinuum vorliegt, ist die Annahme einer Isolati-

on in diesem Fall nur unter der Voraussetzung zulässig, dass keine treibenden Temperaturgradienten vorliegen. Dies gilt ebenfalls für die inneren Grenzen, die senkrecht zur Vorschubrichtung liegen. Über den Rand des Typs 3 gelangt die an der gegenüber liegenden WWZ konzentriert eingebrachte Wärme infolge der Konduktion aus dem simulierten Volumen in das verbleibende Bauteil. Dieser unerwärmte Bereich, der nicht mehr diskretisiert ist, wird durch die Temperaturrandbedingung $T = 20^\circ\text{C}$ repräsentiert.

Bei der Modellierung des Werkstoffs lässt sich das aus Geweben aufgebaute Laminat durch einen Kreuzverbund repräsentieren (vgl. Abschnitt 2.3.3, S. 26). Dabei sind nach PUCK (1996, S. 95) einzelne Gewebelagen durch ein Paar zueinander orthogonal liegender UD-Schichten zu substituieren. Wie in Abbildung 7.14a gezeigt, wurde hierfür ein Modell mit 16 Materialschichten aufgebaut, welche richtungsabhängig mit den zugehörigen thermischen Kennwerten belegt wurden. Diese und alle weiteren Eingangswerte der folgenden Simulationen sind in Tabelle A.14 (S. 197) aufgelistet.

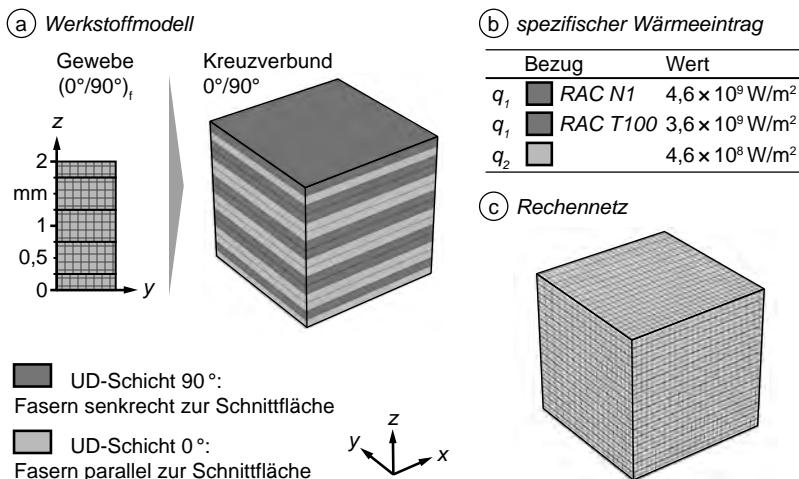


Abbildung 7.14: Modellierung des Prepreg-CFK als Kreuzverbund (a), Angabe der spezifischen Wärmestromdichte q für die WWZ (b) und Rechennetz aus Oktaedern mit zunehmender Vergrößerung in y -Richtung (c)

Zur Vervollständigung des Modells war der Wärmeeintrag \dot{Q} iterativ zu bestimmen, um eine möglichst hohe Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit den in Abbildung 7.10 (S. 118) gezeigten Schliffbildern zu erreichen. Erste Simulationen ergaben, dass sich die beobachtete Taillierung der WEZ genau dann realitätsnah reproduzieren lässt, wenn die Wärmestromdichte q auf der WWZ mit unterschiedlich hohen Werten je nach Ausrichtung der UD-Schichten belegt wird. Diese Fallunterscheidung ist durch die Beobachtung des schwankenden Energiebedarfs beim Trennen von Preforms mit unterschiedlicher Faserausrichtungen begründet (vgl. Abschnitt 3.3.1, S. 63). Schließlich ist davon auszugehen, dass die ins Bauteil geleitete Verlustwärme mit dem zum Trennen benötigten Energiebedarf korreliert. Die im Folgenden vorgestellten Temperaturverläufe wurden mit den in Abbildung 7.14b gegebenen Werten der Wärmestromdichte berechnet, wobei sich ein Verhältnis von ca. einer Größenordnung (Zehnerpotenz) zwischen den Werten q_1 und q_2 bewährt hat.

Die Solverzeitschritte wurden entsprechend der Vorschubbewegung nach folgender Systematik gewählt: Im Falle der Einzelüberfahrt ergab sich mit einer Zeitschrittweite $\Delta t = 0,1$ ms ein Versatz der WWZ von $15\text{ }\mu\text{m}$ je Rechenschritt. Dadurch überlappte sich dieser Bereich großteils mit dem des vorherigen Rechenschritts, was einen lückenlosen Wärmeeintrag während einer Überfahrt sicherstellte. Aus diesem Grund war die Zeitschrittweite in Anbetracht der erhöhten Vorschubgeschwindigkeit bei RAC T100 bis auf $\Delta t = 0,001$ ms zu senken.

Um letztendlich den Berechnungsaufwand einzuschränken, musste das aus Oktaedern aufgebaute Rechennetz möglichst grob ausfallen (vgl. Abbildung 7.14c). Die Kantenlänge der Elemente wurde im Bereich der Schnittfläche auf den Wert des Tiefenfortschritts bei Mehrfachüberfahrt h_w festgelegt und ausgehend von dieser Grenzfläche zunehmend vergröbert.

Transiente Simulation des Wärmeeintrags

Das Ergebnis der Simulation mit einer Abtragsüberfahrt (RAC N1) ist anhand mehrerer Momentaufnahmen in Abbildung 7.15 dargestellt. Dank der selektiven Modellierung des Wärmeeintrags befinden sich die Isothermen in guter

Übereinstimmung mit den Schliffbildern bevorzugt in den 90 °-Schichten aus (a–c). Nach dem Passieren der Energiequelle bewirkte die Wärmeleitung, dass die Schnittfläche abkühlte und sich die Isothermen der rückläufigen Temperaturen glätteten (d,e).

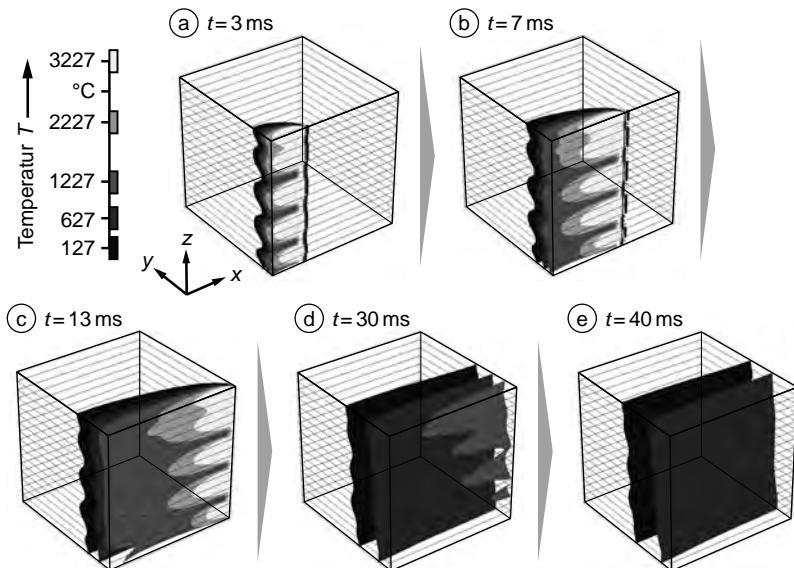


Abbildung 7.15: Zeitliche Ausbreitung von Isothermen infolge des Wärmeeintrags bei der Bauteilherstellung mittels RAC N1 gemäß Tabelle 7.3 (S. 117)

Zur Beurteilung einer kurzzeitigen Überschreitung schädigungsrelevanter Temperaturschwellen sind die Spitzentemperaturen über alle Zeitschritte hinweg auszulesen. Dies ist in Abbildung 7.16a für die Mittelebene des simulierten Volumens gezeigt, welche gemäß dem in Abbildung 7.15 eingetragenen Koordinatensystem orthogonal zur x-Achse ausgerichtet ist.

Da die Darstellung die experimentell ermittelten Zersetzungstemperaturen der Matrix $T_{z,M} = 409^\circ\text{C}$ und der Fasern $T_{z,F} = 879^\circ\text{C}$ (vgl. Abbildung 6.1, S. 90) enthält, lassen sich Schädigungsbreiten direkt ablesen. Im Vergleich mit dem dazugehörigen Schliffbild (b) ist in Bezug auf die Verdampfung der Matrix eine

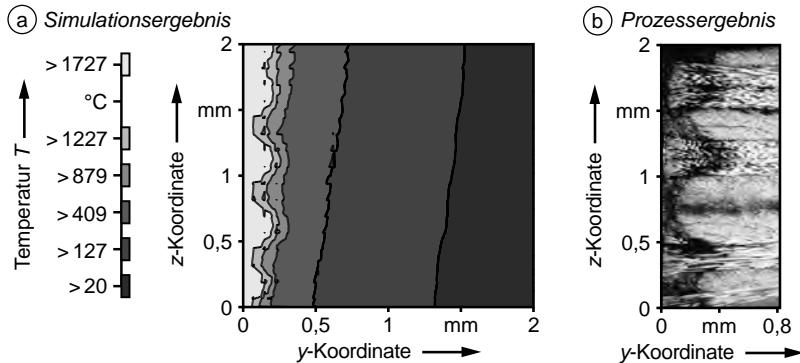


Abbildung 7.16: Erreichte Mindesttemperatur in der senkrecht zur x-Achse verlaufenden Mittelebene des simulierten Volumens beim Trennen mittels RAC N1 (a) in der Gegenüberstellung mit einem Schliffbild der Wärmeeinflusszone (b)

hohe qualitative der Übereinstimmung zwischen den simulierten Isothermen und der im Prozessergebnis erkenntlichen Wärmeeinflusszone festzustellen.

Hingegen konnte die Simulation der Prozessvariante RAC T100 aufgrund des zu hohen Datenaufkommens nicht vollständig durchgeführt werden. Hierbei verursachten die im Vergleich zur Prozesszeit überwiegenden Pausenzeiten unverhältnismäßig hohe Laufzeiten. In Abbildung 7.17 sind deshalb die Wärmeverteilungen nur für mehrere Zeitpunkte während der ersten acht Überfahrten ersichtlich.

In diesem Fall war nach 3 ms Prozesszeit (c) die verbleibende Abkühlungszeit von 97 ms zu berechnen. Eine Möglichkeit, die Berechnung hierbei mit variablen Zeitschritten zu beschleunigen, war in der verwendeten Software jedoch nicht verfügbar.

Dennoch machen bereits diese vorläufigen Ergebnisse die Wirksamkeit einer kurzen Abkühlzeit t_k deutlich. So ist während der fünften bzw. achten Überfahrt (d bzw. e) keine erhöhte Temperatur mehr in den zuvor beaufschlagten Gebieten zu erkennen.

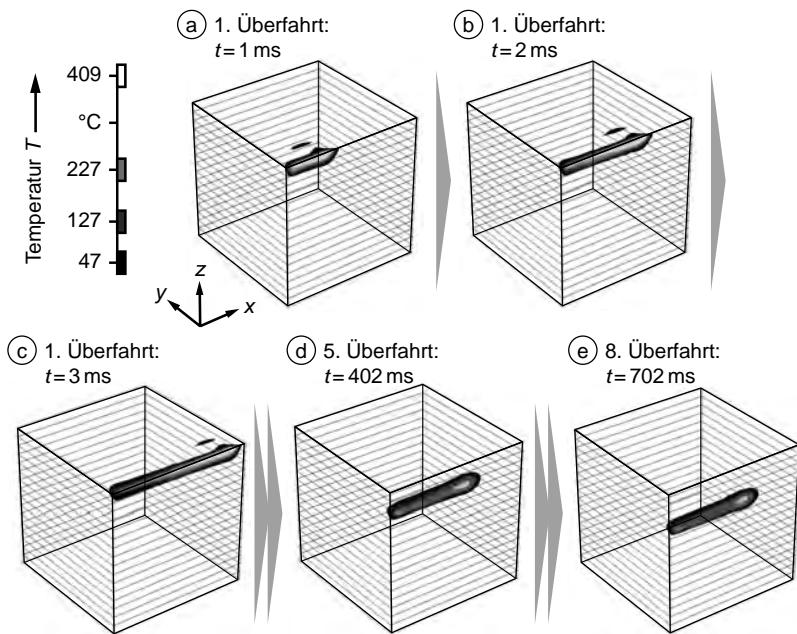


Abbildung 7.17: Zeitliche Ausbreitung von Isothermen infolge des Wärmeeintrags bei der Bauteilherstellung mittels RAC T100 gemäß Tabelle 7.3 (S. 117)

7.5 Zusammenfassung

Wie in den Abschnitten zuvor erläutert, bewirkt die Laserstrahlung sowohl den Abtrag des Werkstoffs als auch dessen thermische Schädigung. Der Tiefenfortschritt erfolgt besonders effizient, wenn eine kurze Wechselwirkungszeit entlang der Schnittkontur infolge einer erhöhten Vorschubgeschwindigkeit vorliegt. Um gleichzeitig in die erforderliche Schnitttiefe vorzudringen, sind mehrere Abtragsüberfahrten notwendig. Sobald eine gewisse Abkühlzeit zwischen den Belichtungen stattfindet, verteilt sich die Verlustwärme aus der Prozesszone im Vergleich zur Prozessführung mit Einzelüberfahrt gleichmäßiger im Bauteil. Gleichzeitig nimmt der Wärmestau, der sich in der Breite der WEZ widerspiegelt, dadurch ab. Die Prozessführung ist jedoch beim Trennen mit einer Überfahrt hinsichtlich der fertigungstechnischen Umsetzung deutlich

7 Strategien der Prozessführung

einfacher. Eine breitere Schnittfuge und eine erheblich vergrößerte WEZ sind gleichzeitig die Folge dessen.

Das vorgestellte Regressionmodell bietet eine Möglichkeit, die Schädigungsbreite unter geringem Versuchsaufwand als Funktion der Prozessparameter anzunähern. Zudem wurde ein Wärmeleitungsmodell aufgebaut, um mittels Simulation über alle Zeitschritte hinweg Temperaturspitzen an der Schnittkante zu bestimmen. Dabei ließ sich trotz der getroffenen Vereinfachungen eine hohe Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen bei der Prozessführung mittels Einzelüberfahrt erzielen. Bei der Variante mit mehreren Belichtungen verhinderte der Umfang der Berechnungsaufgabe eine vollständige Lösung. Dennoch erweist sich dieser Simulationsansatz als Erfolg versprechend, um an der Bauteilkante Temperaturprofile zu bestimmen. Dies ist im folgenden Kapitel für die örtliche Auflösung der thermischen Werkstoffdegradation erforderlich.

8 Strukturelle Eigenschaften der Schnittkante

8.1 Allgemeines

Um CFK-Strukturauteilen für hohe mechanische Beanspruchungen zu fertigen, muss bei gleichzeitig geltenden Anforderungen zum Stoffleichtbau jeder Bearbeitungsprozess werkstoffgerecht ausgelegt sein. Für den Konturbeschnitt sind hierbei vor allem die in Abschnitt 2.3.4 (S. 26) beschriebenen Effekte der Spannungsüberhöhung am Bauteilrand von Relevanz. Zusätzlich besteht in der industriellen Großserienfertigung gesteigertes Interesse an kurzen Prozesszeiten.

Die Produktivität eines Trennverfahrens ist maßgeblich durch die Prozessführung bestimmt. Daneben finden sich im Kapitel zum Stand der Technik (vgl. Abschnitt 3.3.1, S. 63) zahlreiche Bestrebungen, die Größe der WEZ zu minimieren, häufig jedoch zu Lasten der Schnittgeschwindigkeit. Damit ergibt sich ein Zielkonflikt zwischen einer Produktivitätssteigerung und einer Reduktion der Wärmeeinflusszone. Als ausschlaggebende Faktoren sind daher die strukturmechanischen Eigenschaften der Schnittkante in die Bewertung und Auswahl einer Bearbeitungsstrategie einzubeziehen.

In Ergänzung zu den Angaben der Werkstoffhersteller ist hierzu im nächsten Abschnitt dieses Kapitels die experimentelle Bestimmung der thermischen Werkstoffdegradation behandelt. Darüber hinaus wurde eine Prüfgeometrie festgelegt, welche sich unter dynamischer Beanspruchung sensitiv bezüglich der Prüfkantenbeschaffenheit verhält. Mittels der dynamischen Festigkeitsprüfung ließ sich so die zeitliche Degradation abhängig von der Schnittkantenbeschaffenheit ermitteln. In einem weiteren Abschnitt ist ein analytisches Modell für die Spannungsüberhöhung an der belasteten Prüfgeometrie beschrieben, welches die Bruchbedingung darstellt. Die Validierung der Beobachtungen und

Modellvorstellungen zum Versagensverhalten stützt sich im abschließenden Abschnitt auf die Analyse der Bruchbilder aus der dynamischen Prüfung.

8.2 Thermische Beeinflussung der Festigkeitswerte

Beim laserbasierten Trennen verbleibt entlang der Schnittkante ein Bereich, der während der Bearbeitung mit einem hohen Temperaturgradienten beaufschlagt wurde. Dabei erreichte der Werkstoff unmittelbar an der Schnittfläche für einen kurzen Moment die Zersetzungstemperatur der CF $T_{z,F}$, die entsprechend Abbildung 6.1 in der Größenordnung von 1000 °C liegt. Mit zunehmendem Abstand von der Schnittfläche ist mit Verweis auf die thermische Simulation gemäß Abschnitt 7.4 (S. 118 ff.) von einer abnehmenden thermischen Belastung auszugehen, bevor im weiteren Verlauf der Grundwerkstoff, in dem keine schädigende thermische Belastung vorlag, erreicht wird.

Dabei ist selbstverständlich auch unterhalb der Verdampfungstemperatur der Matrix eine thermische Degradierung der mechanischen Werkstoffeigenschaften anzunehmen, was zu einer herabgesetzten Belastbarkeit des Verbundwerkstoffs führt.

Um Aussagen zu den Auswirkungen des Energieeintrags in Bauteilen treffen zu können, wird in diesem Abschnitt die Ermittlung diskreter Werkstoffkennwerte, abhängig von einer vorausgehenden homogenen Temperaturbeaufschlagung, beschrieben. Diese Werte sollen im weiteren Verlauf der Arbeit auf die graduierte Schnittkante übertragen werden, um die Bauteildauerfestigkeit zu diskutieren. Da CFK häufig wegen seiner hohen dichtespezifischen Belastbarkeit auf Zug Einsatz findet, zielt die folgende Untersuchung auf die Bestimmung der hierfür relevanten Kennwerte E-Modul E , Dehngrenze R_p und Zugfestigkeit R_m ab.

Versuchsdurchführung

Für die Zugprüfung wurde eine streifenförmige Probengeometrie gewählt, deren Abmessungen aus Abbildung 8.1 hervorgehen. Dabei musste durch die Wahl der Breite sichergestellt sein, dass die Maximalkraft der verfügbaren Prüfmaschine von $F = 20 \text{ kN}$ einen Bruch der Proben herbeiführen konnte. Diese Prüfkörper wurden in einen vorgeheizten Laborofen eingelegt und für jeweils

rund fünf Minuten einer diskreten Temperatur ausgesetzt, sodass von einer homogenen Aufheizung des Werkstoffs auszugehen war. Der Temperaturbereich wurde ausgehend von der Umgebungstemperatur bis 500 °C in Schritten von ca. 50 K mit jeweils zwei Prüfkörpern pro Messpunkt abgedeckt. Nach dieser Wärmebehandlung konnten die abgekühlten Proben in einer Zugprüfmaschine quasistatisch zum Bruch gebracht werden.

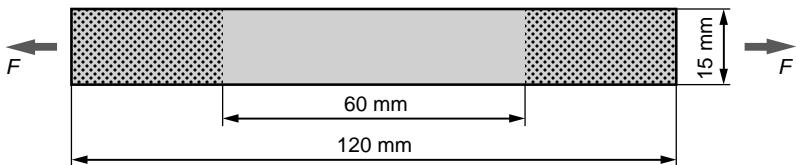


Abbildung 8.1: Prüfgeometrie der thermisch geeschädigten Zugproben

Ergebnisse

Die aus den Zugversuchen ermittelten Werte für den E-Modul E , die Zugfestigkeit R_m und die Steckgrenze R_p sind in Abbildung 8.2 jeweils über der Temperatur aufgetragen. An diese Messpunkte sind zudem mathematische Funktionen angepasst; eine Exponentenfunktion im Falle des E-Moduls E und Sigmoidfunktionen für die Festigkeitswerte R_p und R_m . Die Parameter und Gütemaße dieser Kurven sind den Tabellen A.5, A.6 und A.7 (S. 191) zu entnehmen. Die Wahl des jeweiligen Funktionstyps ist durch ein möglichst hohes adjustiertes Bestimmtheitsmaß R^2_{adj} gekennzeichnet, das seinen oberen Grenzwert 1 im Falle höchster Modellgüte erreicht. Diese Funktionen stellen die Schnittstelle zur späteren analytischen Modellbildung dar. Als Referenz ist zudem der mittels TGA bestimmte Masseverlust des Werkstoffs aufgetragen, der im Temperaturbereich von 300 °C bis 430 °C auf die Verdampfung der Matrix zurückzuführen ist. (STOCK et al. 2016)

Die Messwerte der Zugfestigkeit R_m folgen einem Trend, der vergleichbar zu dem der TGA ist. Dabei befinden sich nahezu alle Messpunkte, die bis 300 °C aufgezeichnet sind, auf einem Niveau von ca. 700 N/mm². Höhere Temperaturen haben einen deutlichen Rückgang der Zugfestigkeit auf rund

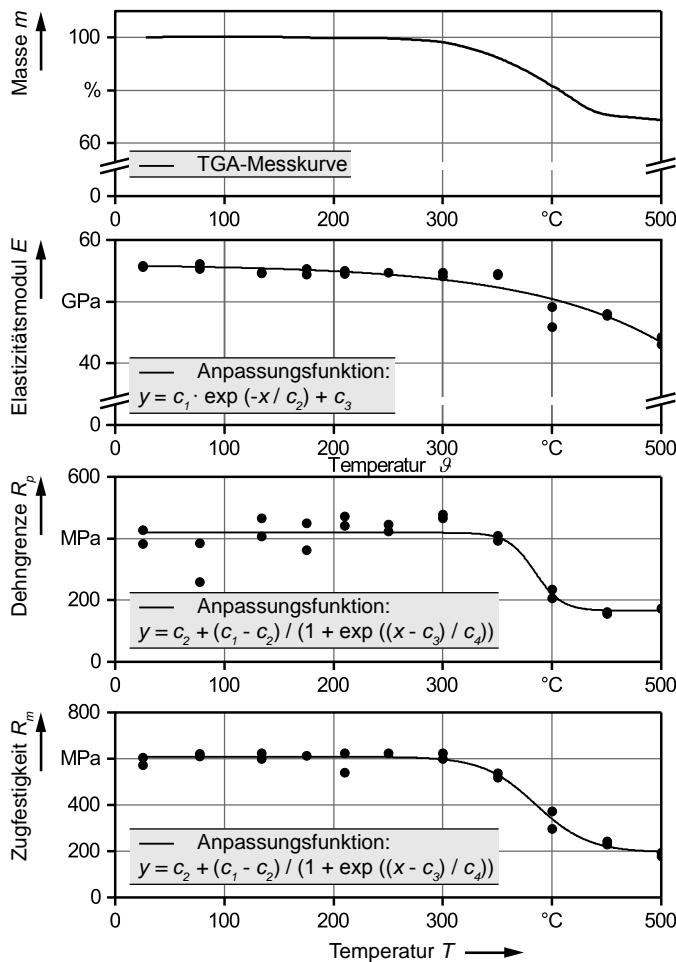


Abbildung 8.2: TGA des Prepreg-CFK (MD) (oben) und Messwerte des E-Moduls, der Dehngrenze und der Zugfestigkeit nach Temperatureinwirkung; Funktionsparameter siehe Abschnitt A.2, (S. 190)

200 N/mm² zur Folge. Dies ist auf den thermisch bedingten Festigkeitsverlust des EP zurückzuführen, der wie in Abschnitt 2.2.2 (S. 9) beschrieben, oberhalb der Zersetzungstemperatur T_z mit der irreversiblen Schädigung der Matrix

einsetzt. Mit einem dazu vergleichbaren Verlauf sinkt auch die Streckgrenze R_p , jedoch liegt zwischen 130 °C und 300 °C ein Großteil der Messwerte höher als der Ausgangswert der Versuchsreihe. Diese Überhöhung ist mit einem Härteanstieg der Matrix zu begründen (vgl. Abbildung 2.2, S. 9), was auf eine unvollständige Vernetzung bei der Herstellung hindeutet. Der E-Modul E nimmt dagegen mit steigender thermischer Belastung immer stärker ab. Dieser Rückgang der Steifigkeit führt an der Schnittkante zu einer örtlich verringerten Belastung, was sich positiv auf die Bauteilfestigkeit auswirken kann. Um den Einfluss der Prüfmaschinennachgiebigkeit auf den E-Modul zu kompensieren, wurden die Werte in Abbildung 8.2 mit einem Korrekturfaktor multipliziert, so dass sie bei der Temperatur von $T = 25$ °C mit dem Mittelwert $\bar{E} = 55,732$ GPa der Messwerte in Tabelle A.13 (S. 196) übereinstimmen.

Am Bruchbild der Probenkörper lassen sich weitere Beobachtungen anstellen. Bei Temperaturen bis 175 °C zeichnete sich keine merkliche äußere Veränderung auf den Werkstücken ab, bevor sich ab 210 °C zunehmend die deckende Matrixschicht auf den erhabenen Ondulationen der oberflächlichen Textillage zersetzte. Dies deckt sich mit dem Beginn des bei der TGA festgestellten Masseverlustes. Ab 400 °C traten kristalline Rückstände auf der Werkstoffoberfläche auf, die auf die fortgeschrittene Verkokung des EP zurückzuführen sind. Dies mündete bei 500 °C in einem nahezu vollständigen Verlust des Werkstoffzusammenhalts, wodurch höhere Schädigungstemperaturen keine Relevanz für die Betrachtung mechanischer Kennwerte bestitzen. Diese Entwicklung ist an den Bruchbildern für einzelne Temperaturstufen in Abbildung 8.3 nachzuvollziehen. Überdies bedingt die Wärmeeinwirkung eine signifikante Veränderung des Bruchverhaltens. Bei niedrigen Temperaturen traten gehäuft gerade Brüche direkt an der Einspannung auf. Im Bereich von 300 °C zeigte sich bereits ein lokales Delaminieren und Auffransen der Bruchkante, bevor bei 350 °C im gesamten Bereich zwischen den Spannbacken und über die volle Dicke des Werkstoffs Delaminationen auftraten. Bei der höchsten Temperaturstufe war neben dem Verlust des stofflichen Zusammenhalts das Brechen der Fasern zu beobachten. Dies deutet auf eine Versprödung derselben hin.

Die vorausgehend behandelten Erkenntnisse bieten einen ersten Anhaltspunkt zur Temperaturabhängigkeit mechanischer Kennwerte von CFK. Die Auswirkungen dieser Veränderungen an der thermisch getrennten Schnittkante wur-

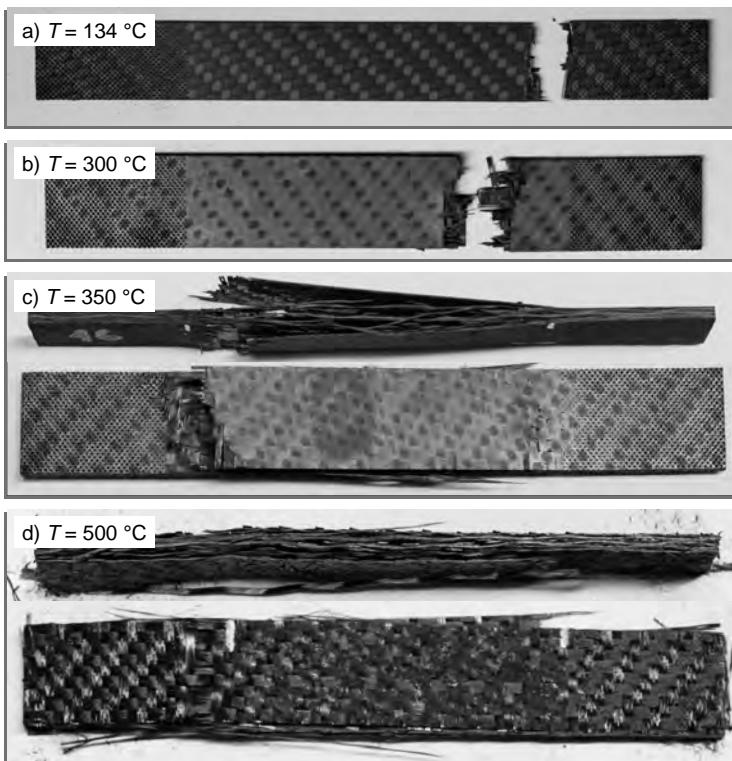


Abbildung 8.3: Charakteristische Bruchbilder für verschiedene Temperatureinwirkungen: Geradbruch an der Einspannung (a); Bruch mit leichter Delamination (b); starke Delaminationen (c); vollständiger Verlust des Zusammenhalts (d)

den in einem weiteren Schritt mittels der dynamischen Festigkeitsprüfung untersucht.

8.3 Dynamische Festigkeitsprüfung

Die Prüfung der mechanischen Bauteileigenschaften soll aufzeigen, inwiefern ein hoch produktiver Trennprozess und die damit einhergehende vergrößerte

WEZ eine Veränderung der Bauteilfestigkeit mit sich bringt. Das gewählte Vorgehen zur Klärung dieser Frage gliedert sich in mehrere Schritte, beginnend mit der Auswahl des Prüfverfahrens. Anschließend erfolgt die Definition der Prüfgeometrie und -belastung sowie die Beschreibung der Planung des Versuchsprogramms. Die Ergebnisdiskussion gliedert sich im weiteren Verlauf des Abschnitts nach der Zyklenfestigkeit und nach den Versagensmechanismen.

Auswahl des Prüfverfahrens

Im Vorfeld der Auswahl eines Prüfverfahrens sind zwei Anforderungen zu nennen. Zum einen ist an dieser Stelle nicht die Prüfung des Werkstoffs an sich von Interesse, sondern die Auswirkung des laserbasierten Konturbeschnitts auf die Bauteil-Belastbarkeit. Zum anderen ist durch die Prüfbeanspruchung eine in der Realität vorherrschende Bauteilbelastung nachzubilden, um eine hohe Aussagekraft der Ergebnisse zu erzielen. Da das Erreichen der Festigkeitsgrenze unter regulären Betriebsbedingungen ausgeschlossen sein muss, wird die quasistatische Prüfung der obigen Prämisse nicht gerecht (vgl. Abschnitt 2.6.3, S. 56 f.). Dagegen weisen dynamische Prüfungen eine deutlich höhere Entsprechung zu realen Lastkollektiven auf, da Leichtbaustrukturen aus FKV beispielsweise in der Luftfahrt oftmals einer schwingenden Beanspruchung unterliegen.

Erste dynamische Versuche fanden daher unter schwelender Zugbeanspruchung in Anlehnung an die für Metalle geltende Norm (DIN 50100:2015-11) statt. Hierbei wurden die Außenkanten der streifenförmigen Zugprobenkörper wahlweise mittels Laserstrahl oder einem der Vergleichsprozesse hergestellt. Dabei wiesen die Lastspielzahlen bei Versuchswiederholungen trotz gleicher Fertigungsparameter Streuungen von mehreren Dekaden auf, was keine weitergehenden Rückschlüsse zuließ. Um hingegen praxisrelevante Prüfergebnisse zu erhalten, ist eine Verteilung der Ergebnisse über höchstens eine Dekade anzustreben. Dennoch ließen die auftretenden Streubreiten bereits erkennen, dass Laserstrahl trennen gegenüber der Wasserstrahl- und Fräsbearbeitung zu einer verbesserten Wiederholbarkeit führte. (STOCK et al. 2014)

Da eine hohe Ergebnistreuung die Aussagekraft der vorausgehend angedeuteten Ergebnisse stark einschränkte, galt es ein geeignetes Prüfverfahren für die spezifischen Festigkeitseigenschaften von unterschiedlich hergestellten

Schnittkanten zu ermitteln. Geometrien mit konstantem Querschnitt sind in der Zugprüfung verbreitet, um eine möglichst homogene Lastverteilung im Werkstoff zu erreichen. Bei der Untersuchung der *Bauteilkante* entscheidet jedoch neben der Belastungsart auch die Form des Probenkörpers über die Qualität der zu erwartenden Ergebnisse. Reale FKV-Bauteile weisen in der Regel eine komplexe Außenkontur, Bohrungen, Dickenänderungen und Krümmungen auf. All diese Merkmale führen – oftmals an der Bauteilkante – zu lokalen Spannungsüberhöhungen. Dort können bei CFK geringfügige Schädigungen des Verbunds entstehen, die sich im weiteren Verlauf der Lastzyklen zu makroskopischen Defekten weiterentwickeln. Lediglich ein leichter Steifigkeitsrückgang indiziert anfangs diese über viele Lastzyklen hinweg unbemerkten Vorgänge, deren letzte Konsequenz das Bauteilversagen ist. (vgl. Abschnitt 2.3.4, S. 26 f.)

Aufgrund dieser Erwägungen wurde aus der Übersicht in Abschnitt 2.6.3 (S. 56 f.) eine Probengeometrie mit zentraler Lochkerbe unter Zugbeanspruchung (OHT) gewählt, deren Prüfung dynamisch-schwellend erfolgte.

Prüfbedingungen

Aufgrund der Kraftumleitung im OHT-Prüfkörper (vgl. Abbildung 2.24, S. 58) treten im Werkstoff erhöhte Belastungen auf. So lassen die in Abbildung 8.4 dargestellten simulierten Spannungsverteilungen direkt an der Kante der Bohrung eine lokal stark überhöhte Zugspannung in Probenlängsrichtung erkennen. Daher wurde der Umfang der Lochkerbe als eigentliche Prüfkante definiert. Die geraden Außenkanten des Prüfkörpers wurden unterdessen geschliffen, um das Versuchsergebnis möglichst wenig zu beeinflussen.

Bei der Umrechnung der Prüfspannung $\sigma(t)$ in die Prüfkraft $F(t)$ ist die Querschnittsfläche A im ungelochten Bereich ausschlaggebend:

$$F(t) = \sigma(t) \cdot A = \sigma(t) \cdot 36 \text{ mm} \cdot d_p. \quad (8.1)$$

Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, erfolgte die Wahl eines konstanten Spannungsniveaus $\sigma(t)$ als Bezugsgröße. Fertigungsbedingte Schwankungen der Plattendicke d_p führen demnach allerdings zu unterschiedlichen Beträgen der Prüfkraft. Während der Versuchslaufzeit oszilliert die dy-

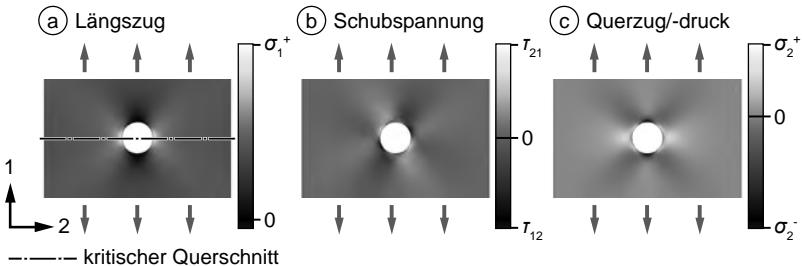


Abbildung 8.4: Qualitative Verteilung der inneren Belastungen eines gelochten Prüfkörpers mit orthotropen Werkstoffeigenschaften unter Angabe des kritischen Querschnitts mit einer stark erhöhten Bruchwahrscheinlichkeit infolge der anliegenden Zugspannung

namische Belastung um die Mittelspannung σ_m mit dem Spannungsausschlag $\pm\sigma_a$. Speziell für die schwelende Zugbelastung gilt

$$\sigma_m = \sigma_a. \quad (8.2)$$

Daraus resultiert das Intervall der Prüfspannung $\sigma \in [0; 2\sigma_a]$ mit dem in Abbildung 2.24 dargestellten zeitlichen Verlauf für die Schwingungsdauer T , wie ihn der servohydraulische Antrieb des Versuchsstands zyklisch aufbringt. Durch die Überwachung der Temperatur ist eine Überhitzung des Probenkörpers infolge der Dissipation innerer Reibung auszuschließen. Dies ließ sich für die auf $f = 10 \text{ Hz}$ festgelegte Prüffrequenz anhand eines am Probenkörper angebrachten Thermoelements sicherstellen. Eine taktile Wegmesseinheit diente während der Versuchslaufzeit zur Aufzeichnung des Steifigkeitsverlaufs.

Versuchsplanung

Unter Verwendung des Werkstoffs Prepreg-CFK (MD) sollte das auf 38 dynamische Zugversuche angelegte erste Prüfprogramm das RAC mit Mehrfachüberfahrt beleuchten. Zur Beurteilung des Festigkeitsverhaltens sind in einer Einstellung mindestens fünf Wiederholungen empfehlenswert. Dem entsprechend sah der in Tabelle 8.1 gezeigte Versuchsplan 30 dynamische Versuche vor, um die RAC-Prozessvarianten (vgl. Tabelle 7.3, S.117) mit unterschiedlichen Abkühlzeiten t_k auf den Lastniveaus $L1$ und $L2$ abzudecken.

Um die Ergebnisse in Bezug zu einen Referenzprozess zu setzen, wurden je drei Vergleichsproben in die Untersuchung aufgenommen, welche mittels AWS gefertigt waren. Die Bearbeitung erfolgte mit den in Tabelle A.11 (S. 195) angegeben Einstellungen. Dabei ließ sich beim AWS durch die Wahl einer Einstichstrategie mit verringertem Druck verhindern, dass Delaminationen auftraten. Die beiden verbleibenden Plätze im Prüfprogramm wurden für das Trennen mit einer Überfahrt verwendet. Dadurch konnte eine stichprobenartige Prüfung der These erfolgen, dass die deutlich breitere thermische Schädigung bei nur einer Überfahrt den tragbaren Querschnitt und folglich die Belastbarkeit herabsetzt.

Tabelle 8.1: OHT-Versuchsplan mit der Aufstellung quasistatischer (stat.) sowie dynamischer Prüfungen auf den Lastniveaus L1 und L2

Trennprozess	stat.	L1	L2
RAC N1	—	2	—
RAC T100	3	5	5
RAC T200	3	5	5
RAC T300	3	5	5
AWS	2	3	3

Die Festlegung der Prüfspannung basierte auf den in Tabelle 8.1 eingeplanten quasistatischen Zugversuchen. Die in Tabelle A.13 angegebenen Bruchspannungen σ_{stat} schwankten um den Mittelwert $\bar{\sigma}_{\text{stat}} = 452,62 \text{ MPa}$, an dem sich nach Multiplikation mit einem geeignet gewählten Lastfaktor p_k das dynamische Lastniveau σ_{max} bemisst:

$$\sigma_{\text{max}} = p_k \cdot \bar{\sigma}_{\text{stat}} \quad (8.3)$$

Durch die Wahl von p_k galt es die Prüflast derart festzusetzen, dass weder ein Durchläufer mit mehr als $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln noch ein Bruch in den unteren Dekaden auftraten. Jedoch erforderte die hohe Streuung der quasistatischen Messwerte $\sigma_{\text{stat}} \in [384,28; 497,87] \text{ MPa}$ einen Kompromiss bei der Umsetzung dieser Vorgaben, was die im Folgenden beschriebenen Ergebnisse bestätigen.

Auswertung der Zyklenfestigkeit

Die dynamischen Versuche auf dem Lastniveau L1 erfolgten mit einem Lastfaktor $p_k = 0,87$ bzw. der Spannung $\sigma_{\max} = 395 \text{ MPa}$. Trotz der hohen Belastung ergaben sich mitunter sehr hohe Lastspielzahlen, was Versuchslaufzeiten von mehr als zwei vollen Tagen verursachte. Eine leichte Steigerung der Belastung auf das Lastniveau L2 mit $\sigma_{\max} = 405 \text{ MPa}$ ($p_k = 0,895$) sollte dem entgegen wirken. Die ausnahmslos nach normgerechtem Bruch ermittelten Lastspielzahlen n_z sind in Abbildung 8.5 dargestellt. Den Angaben einer durchschnittlichen Breite der Wärmeeinflusszone \bar{b}_{WEZ} liegen Stichproben zugrunde, welche in Tabelle A.12 (S. 196) näher detailliert sind.

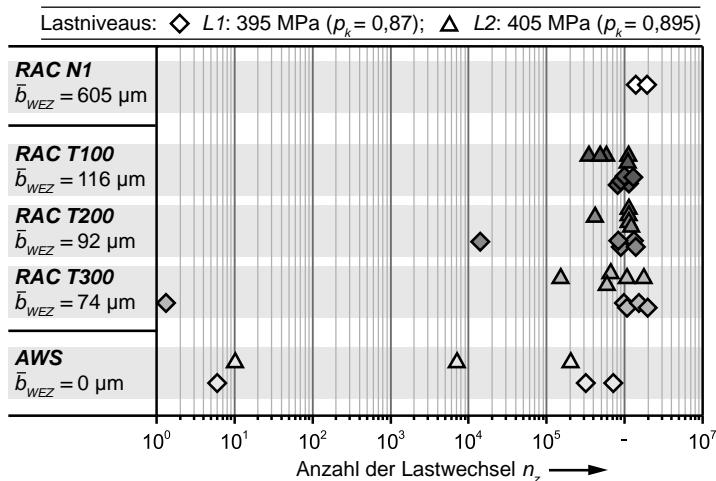


Abbildung 8.5: Ergebnisse der dynamischen OHT-Prüfung in Abhängigkeit von der Kantenbearbeitung und der damit verbundenen durchschnittlichen Breite der Wärmeeinflusszone bei Verwendung des Werkstoffes Prepreg-CFK (MD)

Bei den AWS-Referenzproben wies die Kante der Lochkerbe keine thermische Schädigung auf. Bereits bei der niedrigen Anzahl von $n = 3$ Wiederholungen betrug die Streuung auf beiden Lastniveaus mehr als vier Größenordnungen

(Dekaden). So brachen zwei AWS-Proben bereits in den ersten zehn Zyklen, wobei der höchste Wert bei $7,22 \cdot 10^5$ Lastwechseln lag.

Die Verteilungen, welche sich für Laserstrahl trennen mit mehreren Überfahrten ergaben, sind gegenüber AWS unterschiedlich ausgeprägt. In der Prüfgruppe *RAC T300* ($b_{WEZ} = 74 \mu\text{m}$) ertrugen acht der zehn Prüfkörper über $5 \cdot 10^5$ Lastwechsel. Im unteren Lastniveau *L1* betrug der höchste Wert $1,98 \cdot 10^6$ Zyklen. Dagegen brach der Ausreißer dieser Gruppe bereits bei der ersten Belastung. Hier spiegelt sich der zuvor angedeutete Kompromiss wieder, wonach Festigkeitsschwankungen des Werkstoffs es offenbar nicht zu lassen, eine Prüflast festzulegen, die sowohl frühes Versagen als auch zu hohe Lastspielzahlen ausschließt. Mit der Einstellung *RAC T200* ist auf beiden Spannungsnivaus eine deutlich verbesserte Wiederholbarkeit der Versuche zu erkennen und der kleinste Wert übertrifft mit $1,4 \cdot 10^4$ Zyklen die Hälfte der Referenzproben. Die Ergebnisse dieser beiden Gruppen deuten die Tendenz an, dass die vergrößerte WEZ einerseits eine leichte Abnahme der höchsten Lastspielzahl verursacht. Andererseits ist das Ausbleiben einzelner Ausreißer, welche bereits nach wenigen Lastwechseln versagen, im Sinne einer sicheren Bauteilauslegung vorteilhaft. Die Werte der Gruppe *RAC T100* ($b_{WEZ} = 117 \mu\text{m}$) folgen diesem Trend; demnach ist die maximale Zahl der Lastzyklen auf $1,30 \cdot 10^6$ zurückgegangen, ohne dass ein Ausreißer zu verzeichnen ist. Damit ergibt sich eine Streubreite von unter einer Dekade.

Eine derart verlässlich reproduzierbare Zyklenfestigkeit ist erforderlich, um für CFK eine vergleichbare Auslegungsberechnung auf Zeitfestigkeit zu entwickeln, wie sie unter Annahme von Lastkollektiven bei der Berechnung metallischer Komponenten Anwendung findet (vgl. Abschnitt 2.6.3, S. 56 f.). Die These, wonach die Dauerfestigkeit mit der Reduktion des thermisch ungeschädigten Querschnitts abnimmt, lässt sich anhand der Stichprobenversuche mit einer Überfahrt entkräften. Trotz einer mittleren Schädigungsbreite von $605 \mu\text{m}$ hielten diese Prüfkörper $1,38 \cdot 10^6$ und $1,94 \cdot 10^6$ Lastzyklen stand, was vergleichbar mit den höchsten Werten bei Mehrfachüberfahrt ist.

Zeitliche Degradation der Festigkeit

Mittels der taktilen Dehnratenmessung lassen sich weitere Erkenntnisse zum Versagensverhalten ableiten. In Abbildung 8.6 sind alle vollständig dokumentierten Verläufe der Bauteilsteifigkeit des Lastfalls $L1$ aufgetragen. In den anderen Fällen verursachten beispielsweise Schichtablösungen an der Anbringungsstelle des Wegsensors einen Abbruch der Aufzeichnung. Dabei fällt auf, dass nahezu alle Probenkörper während der ersten 10^5 Lastwechsel mit rückläufigem Gefälle an Steifigkeit verlieren. Es folgt ein unterschiedlich langer Bereich nahezu linearer Entfestigung. An diesen schließt sich wahlweise eine zunehmende, teilweise sprunghafte Entfestigung an, bevor die Probe komplett versagte.

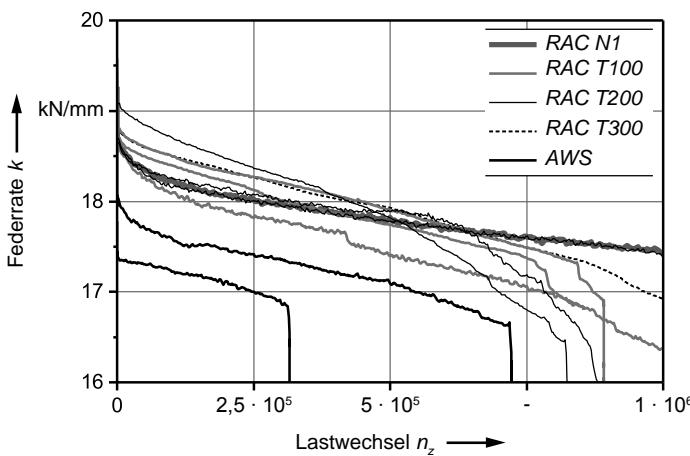


Abbildung 8.6: Aufzeichnungen des Steifigkeitsverlaufs bei den dynamischen Zugversuchen im Lastfall L1 ($\sigma_{max} = 395$ MPa) im Wertebereich bis $1 \cdot 10^6$ Lastwechsel

Wie in Abschnitt 2.3.5 (S. 30 f.) angesprochen, kann ein CFK-Bauteil auf unterschiedliche Arten versagen. Die Wahrscheinlichkeit, dass ein vollständiges Bauteilversagen infolge weniger FB auftritt, ist äußerst hoch, da im Werkstoff durch die elastische Deformation bereits in hohem Maße potenzielle Energie gespeichert ist. Diese wird beim Bruch einzelner Fasern schlagartig freigesetzt,

wodurch benachbarte Werkstoffbereiche ebenfalls die Belastungsgrenze übertreten. Zudem steht ein bauteilübergreifender FB zwangsläufig am Ende der dynamischen Prüfung. Die meisten gemessenen Verläufe lassen zudem einen vergleichbaren Rückgang von der initialen zur finalen Steifigkeit erkennen. Während die Kraftübertragung durch die Matrix anfangs eine hohe Steifigkeit erreicht, geht dieser Beitrag durch das vermehrte Auftreten von ZFB nach und nach zurück, sodass am Ende der Prüfung die Reststeifigkeit vorwiegend durch die Fasern in Zugrichtung gegeben ist. Diese sukzessive Entfestigung des Laminats liegt in der Größenordnung von zehn Prozent. Die Matrix hat zudem einen Anteil an der Gesamtfestigkeit des Verbundes. Dementsprechend nimmt analog zur Steifigkeit die Festigkeit ab, bis zu dem Punkt, an dem die Restfestigkeit durch die Prüfspannung überschritten wird.

Obgleich diese Erkenntnisse fallabhängig und daher durch weitere Versuche zu bestätigen sind, ist hinsichtlich künftiger Arbeiten im Verständnis dieses Versagensgeschehens die Voraussetzung zur Berechnung der Zeitfestigkeit zu sehen.

8.4 Modellierung des Spannungszustandes an kreisrunden Kerben

Zur Berechnung des Spannungszustands, der zum Bruch der Prüfkörper führt, bieten sich sowohl die analytische als auch die numerische Berechnung an. Beide Herangehensweisen sind im vorliegenden Abschnitt aufgegriffen, um eine Begründung für die beobachteten Unterschiede im Versagensgeschehen zwischen den Prozessführungen zu erarbeiten. Hierzu ist eine Anpassung des analytischen Modells zur Berechnung der Spannung im kritischen Querschnitt notwendig, um die thermisch veränderte Steifigkeit im Bereich der WEZ abzubilden. Als Alternative zur analytischen Modellbildung wird anschließend die FEM-Simulation eines Kreuzverbundes mit orthotropen Werkstoffeigenschaften vorgestellt. Dabei ist die WEZ durch ein Gebiet mit eigenen Elastizitätsgrößen darstellbar.

Analytische Modellierung der Spannungsüberhöhung im kritischen Querschnitt

Die Spannungsverteilung am kritischen Querschnitt eines OHT-Prüfkörpers ergibt sich auf analytischem Weg anhand der in Abschnitt 2.3.4 (S. 28 ff.) beschriebenen Zusammenhänge. Dabei wurde vereinfachend angenommen, dass sich der *gesamte* Verbundwerkstoff orthotrop verhält. Unter dieser Annahme waren die Werkstoffkennwerte aufgrund der Veränderungen im Bereich der WEZ jedoch anzupassen. Hierzu waren die thermisch veränderten Werkstoffkennwerte aus Abschnitt 8.2 (S. 130 ff.) in Verbindung mit der örtlichen Verteilung erforderlich.

Für eine erste Bewertung dieses Ansatzes wurde das folgende linearisierte Temperaturprofil an der Schnittkante angenommen:

$$T(x) = \begin{cases} 500^\circ\text{C} - \frac{200^\circ\text{C}}{b_{WEZ}} \cdot (x - R) & \text{für } R \leq x \leq R + 475^\circ\text{C} \cdot \frac{b_{WEZ}}{200^\circ\text{C}} \\ 25^\circ\text{C} & \text{für } x > R + 475^\circ\text{C} \cdot \frac{b_{WEZ}}{200^\circ\text{C}} \end{cases}. \quad (8.4)$$

Dabei wurde der Temperaturbereich von 25 °C bis 500 °C entsprechend dem Messbereich der Werkstoffkennwerte in Abschnitt 8.2 (S. 130 ff.) gewählt. Ausgehend von der Schnittkante mit der höchsten Temperaturbeaufschlagung schließt sich ein linear fallender Bereich an. Die Festlegung der Steigung erfolgte anhand der mittleren Breite \bar{b}_{WEZ} , bei der die untere Temperaturgrenze von 300 °C zur Verdampfung der Matrix vorliegen muss (vgl. Abschnitt 6.2, S. 89 ff.). In Abbildung 8.7 findet dieses Temperaturprofil mit dem Radius der kreisrunden Kerbe $R = 3$ mm für verschiedene Prozessparameter Darstellung.

Die temperaturabhängigen E-Moduli entlang der Hauptfaserrichtungen lassen sich durch die Anpassungsfunktion gemäß Abbildung 8.2 (S. 132) darstellen, wodurch die diskret bestimmten Messwerte für Prepreg-CFK (MD) einfließen:

$$E_{\parallel} = E_{\perp} = E(T(x)). \quad (8.5)$$

Eine Übertragung fehlender Werkstoffdaten von anderen Werkstoffen ist unter den auf S. 26 genannten Bedingungen für überschlägige Berechnungen zulässig. Daher wurden fehlende Kennwerte aus Tabelle 2.3 (S. 26) übernommen und

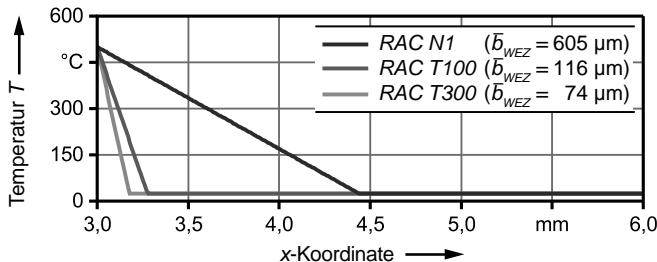


Abbildung 8.7: Annahme einer linearen Temperaturverteilung von der Schnittkante ausgehend für unterschiedliche Prozeseinstellungen

als temperaturunabhängig angenommen, wodurch die Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\parallel} = 0,29$ und der Schubmodul $G_{\perp\parallel} = 4600 \text{ MPa}$ in die Berechnung eingehen. Mit diesen Werten lässt sich der Verlauf des Spannungskonzentrationsfaktors $K_T^\infty(x)$ nach Gleichung 2.11 für die jeweilige Temperaturverteilung $T(x)$ ausgeben:

$$K_T^\infty(x) = 1 + \sqrt{2 \cdot (1 - \nu_{\perp\parallel}) + \frac{E(T(x))}{G_{\perp\parallel}}}. \quad (8.6)$$

Die anschließende Berechnung der Kerbspannung im kritischen Querschnitt $\sigma_y(x, 0)$ nach Gleichung 2.10 (S. 29) erfolgte unter Einsetzen von $K_T^\infty(x)$ und in Anlehnung an die dynamische Zugprüfung (vgl. Abbildung 8.5, S. 139) für das Lastniveau $\sigma = 405 \text{ MPa}$. Der resultierende Spannungsverlauf ist für die unterschiedlichen Arten der Prozessführung beim Laserstrahl trennen sowie für AWS in Abbildung 8.8 aufgetragen.

Ausgehend von der Nennspannung σ steigt im Falle der Bearbeitung mittels AWS die Spannung zum Rand der Lochkerbe hin überproportional auf 1896 MPa an. Da der E-Modul an der Schnittkante durch die Laserstrahlbearbeitung abfällt, weisen die dazugehörigen Kurven demgegenüber einen Abfall der Zugspannung auf, der mit der Breite der WEZ zunimmt. Dabei ist die Maximalspannung bei der Bearbeitung mit einer Überfahrt RAC N1 gegenüber AWS um rund 36 % zurückgegangen.

Da die quasistatische Festigkeit gelochter Zugproben entsprechend den Angaben in Tabelle A.13 (S. 196) im Mittel $\bar{\sigma} = 448,282 \text{ MPa}$ betrug, ist diese

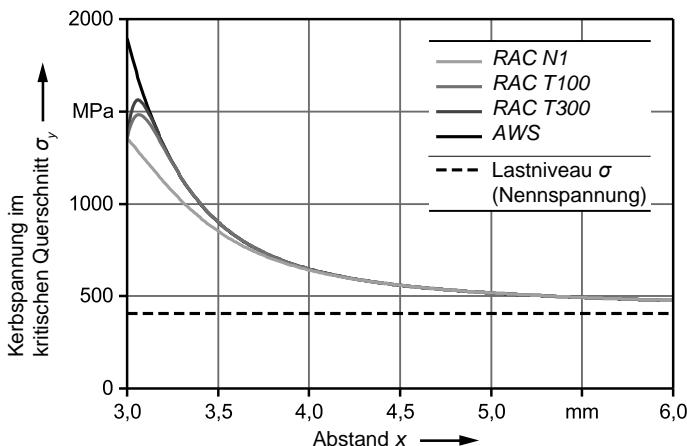


Abbildung 8.8: Spannungsverlauf im kritischen Querschnitt einer gelochten Platte unter Annahme eines orthotropen Werkstoffes für Einstellungen des RAC und für AWS

berechnete Abschwächung der Zugspannung zu gering, um die experimentell beobachteten Schwankungen der Bauteilhaltbarkeit zu erklären. Dennoch tendiert dieses Berechnungsergebnis in eine Richtung, die sich im Ergebnis der dynamischen Versuche widerspiegelt. Um eine Validität zu erreichen, ist mithilfe der numerischen Simulation eine alternative Lösung zu erarbeiten.

Numerische Simulation des Spannungszustandes in einem Kreuzverbund

Mit Hilfe der FEM lassen sich Modelle gegenüber der analytischen Herangehensweise mit erhöhter Realitätsnähe berechnen, was sich im Hinblick auf veränderte Werkstoffeigenschaften im Bereich der WEZ ausnutzen lässt. Der Aufbau des Simulationsmodells diente dabei im vorliegenden Fall dem Ziel, den Spannungszustand im OHT-Probenkörper zu berechnen.

Modellbildung

Die Modellbildung des Spannungszustandes in einer gelochten CFK-Probe umfasst analog zu den Teildarstellungen in Abbildung 8.9 die nachfolgend beschriebenen Schritte: Diese sind die Eingrenzung gegenüber der realen Geometrie (a) die Festlegung eines Laminatausschnitts (b), die Benennung von Randbedingungen (c), die Erstellung eines Knotenpunktnetzes (d) und die Wertvorgabe des freien Parameters b_{WEZ} (e).

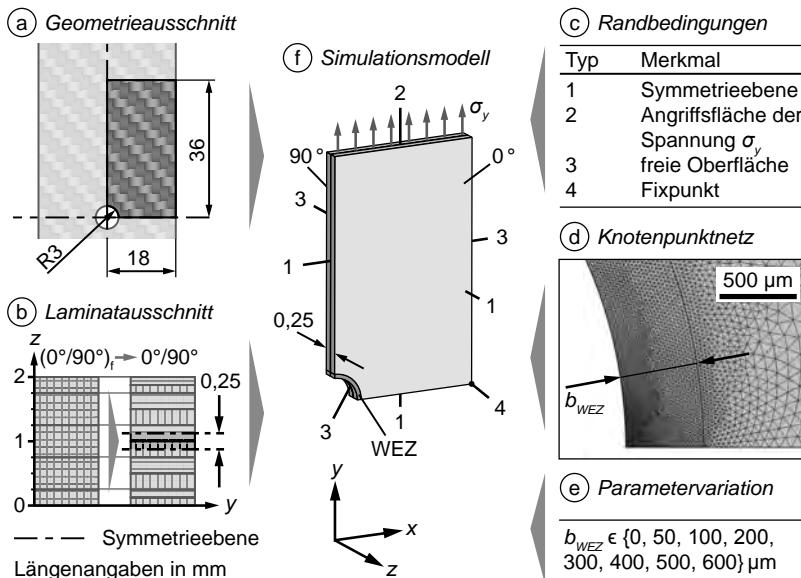


Abbildung 8.9: Aufbau des Simulationsmodells zur Berechnung der Spannungsüberhöhung abhängig von der Breite b_{WEZ}

Der zu diskretisierende Geometriausschnitt (a) ließ sich dabei unter Ausnutzung der Symmetrieebenen des Probenkörpers festlegen. Die Modellierung der Gewebelagen (b) des Prepreg-CFK (MD) erfolgte als Kreuzverbund, der durch Paare von UD-Lagen mit senkrecht zueinander ausgerichteten Verstärkungsfasern repräsentiert ist. In der Mitte der einzelnen UD-Schichten finden sich weitere Symmetrien. Dadurch ergab sich der gekennzeichnete diskretisierte

Laminatauschnitt unter Vernachlässigung der abweichenden Begebenheiten an den Laminatoberflächen. Die genannten Symmetrien wurden im Simulationsmodell (f) als Randbedingungen (c) hinterlegt. Hierbei war die angreifende Spannung $\sigma_y = 405 \text{ MPa}$ in Übereinstimmung mit dem Lastfalls L2 der dynamischen Festigkeitsprüfung (vgl. Abschnitt 8.3, S. 134 ff.) und ein Fixpunkt zur Sicherstellung der statischen Bestimmtheit des Modells vorzugeben.

Die Modellierung der WEZ (f) basiert auf der Beobachtung der nahezu vollständigen Verdampfung der Matrix in diesem Bereich, wie ein näherer Blick auf die Querschliffe in Abbildung 7.10 (S. 118) bestätigt. Im trivialen Fall mit $b_{WEZ} = 0 \mu\text{m}$ wurde das für die WEZ vorgesehene Gebiet ebenfalls mit FKV-Kennwerten belegt. Ansonsten ergaben sich die veränderten Werkstoffeinstellungen durch Adaption eines von SCHÜRMANN (2005, S. 399) genannten Vorgehens, welches ursprünglich für die Modellierung eines durch ZFB geschädigten Werkstoffs eingeführt wurde. Entsprechend der Beschreibung in Abschnitt 2.3.5 (S. 31 f.) sind hierzu alle Elastizitätsgrößen, in denen sich vorwiegend die Matrixkennwerte widerspiegeln, auf nahezu Null abzusenken. Diese Schlussfolgerung ist für die Modellierung der WEZ ebenfalls zutreffend. Demnach gilt:

$$E_{\perp}, G_{\perp\parallel} \text{ und } G_{\perp\perp} \stackrel{!}{=} 1 \text{ N/mm}^2. \quad (8.7)$$

Es ist davon auszugehen, dass bei Verlust des stofflichen Zusammenhalts im Werkstoff keine Querkontraktion auftreten kann, was durch die Werte $\nu_{\perp\parallel}, \nu_{\perp\parallel}, \nu_{\perp\perp} \stackrel{!}{=} 0$ wiedergegeben ist. Die Zugfestigkeit in Faserlängsrichtung E_{\parallel} ist mithilfe der direkten Mischungsregel (vgl. Gleichung 2.1, S. 22) neu zu bestimmen, wobei der Anteil der Matrix $E_{\parallel, M} \approx 0$ entfällt. Demnach sind der Faservolumenanteil $\varphi_F = 0,6$ und die Zugfestigkeit der HT-Fasern aus Tabelle 2.2 (S. 15) einzusetzen:

$$E_{\parallel} = \varphi_F \cdot E_{\parallel, F} = 1,38 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2. \quad (8.8)$$

Die in der Simulation verwendeten Werkstoffparameter sind unter Einbeziehung der Werte aus Tabelle 2.3 (S. 26) in Tabelle 8.2 zusammengefasst. Um numerische Ungenauigkeiten an Stellen mit hohen Spannungsgradienten zu vermeiden, war das aus Tetraedern aufgebaute Rechennetz (c) lokal zu verfeinern. Dies betraf vor allem den Bereich um die Kerbe, was beispielsweise

Tabelle 8.2: Zusammenfassung der Grund-Elastizitätsgrößen einer UD-Schicht im ungeschädigten FKV sowie in der WEZ bei einem Volumenanteil $\varphi_F = 0,6$ an HT-Fasern

Parameter	Einheit	FKV	WEZ
		Wert	
E_{\parallel}	N/mm ²	139 360	$1,38 \cdot 10^5$
E_{\perp}	N/mm ²	8800	1
$G_{\perp\parallel}$	N/mm ²	4600	1
$G_{\perp\perp}$	N/mm ²	3200	1
$\nu_{\perp\parallel}$	—	0,29	0
$\nu_{\parallel\perp}$	—	0,02	0
$\nu_{\perp\perp}$	—	0,37	0

am kritischen Querschnitt eine Reduktion der Volumenelement-Kantenlänge um zwei Größenordnungen auf wenige Mikrometer erforderte.

Die mit den Werkstoffdaten aus Tabelle 8.2 belegte WEZ ging dabei als eigenständiges Gebiet mit variabler Breite in die Berechnungen ein. Mit der angegebenen Wertemenge (d) für b_{WEZ} wurde die experimentell beobachtbare Bandbreite dieser Größe bis 600 µm abgedeckt.

Ergebnisdiskussion

Die in 0 °-Richtung verstärkte Schicht nimmt aufgrund der hohen Steifigkeit in Zugrichtung den größten Anteil der angreifenden Last auf. Daher ist bei der Auswertung der Simulationsergebnisse zu prüfen, ob die Spannungen in dieser Lage zum Versagen durch FB führen können. Anhand der in Abbildung 8.10 gezeigten Auswertung der Schubspannung ist zunächst erkennbar, dass sich der maximale Wert τ_{max} an der Grenze des ungeschädigten Bereichs ergibt. Diese quer-parallel-wirkende Beanspruchung stellt mit Verweis auf Abschnitt 2.3.5 (S. 30) einen Auslöser für Zwischenfaserbrüche dar, woraus zwar kein Totalversagen, jedoch ein Rückgang der Bauteilsteifigkeit folgt.

In Abbildung 8.11a ist die qualitative Verteilung dieser Belastung für mehrere Stufen der thermischen Einwirkung wiedergegeben. Im Fall $b_{WEZ} = 0 \mu\text{m}$ ist

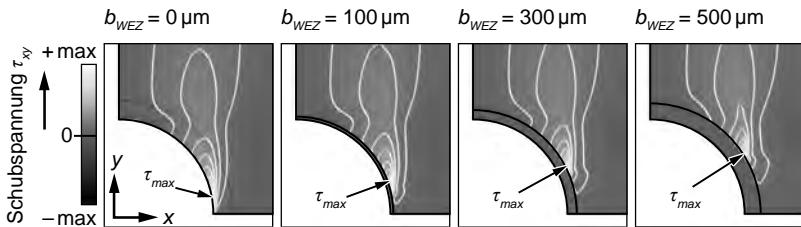


Abbildung 8.10: Verschiebung der maximalen Schubbeanspruchung τ_{max} in der 0° -Laminatschicht infolge der werkstofflichen Veränderung der WEZ für den Lastfall L2 ($\sigma_{max} = 405$ MPa)

im Bereich der Lochkerbe in x -Richtung an den gleichmäßig aufgefächerten, in weiß eingezeichneten Isolinien ein „weicher“ Gradient der Zugspannung erkennbar, welcher auf Schubkräfte zurückzuführen ist. Da genau diese laterale Spannungsverteilung innerhalb der WEZ ausbleibt, ergibt sich in den weiteren Aufnahmen an der entsprechenden Stelle ein markanter Sprung der Zugkraft. Dies drückt sich in einer lokalen Bündelung der Isolinien aus.

Diese Veränderung wirkt sich auf die Spannungsverteilung im kritischen Querschnitt aus, was sich mit Blick auf Abbildung 8.11b bestätigt. Das Diagramm beinhaltet die simulierten Kurven der Zugspannung in Faserlängsrichtung $\sigma_{||}^+$, welche für $b_{WEZ} = 0$ μm am stärksten überhöht ist. Trotz der feinen Vernetzung ließen sich am Rand der Lochkerbe bei $x = 3,0$ mm sprungartige Ausschläge der Spannung von Null auf nahezu den Maximalwert nicht vollständig vermeiden, welche mangels Plausibilität jedoch nicht näher behandelt werden.

Die eingezeichnete Belastungsgrenze für FB ergibt sich unter Vernachlässigung des Festigkeitsbeitrags der Matrix (Mischungsregel, vgl. Gleichung 2.1, S. 22) durch Einsetzen der Herstellerangabe für die Faserfestigkeit von TORAYCA (2016):

$$R_{||}^+ = \varphi_F \cdot R_{||,F} = 60\% \cdot 3530 \text{ MPa} = 2118 \text{ MPa}. \quad (8.9)$$

Wie zu erkennen ist, nimmt der Längenabschnitt mit oberhalb dieser Grenze liegenden Spannungen mit zunehmender Breite b_{WEZ} ab. In der Einstellung $b_{WEZ} = 600$ μm ist dieser Effekt soweit ausgeprägt, dass der komplette Querschnitt unterhalb der Belastungsgrenze für FB liegt. Anhand dieser Erkenntnis erklärt sich die bei der dynamischen Festigkeitprüfung (vgl. Ab-

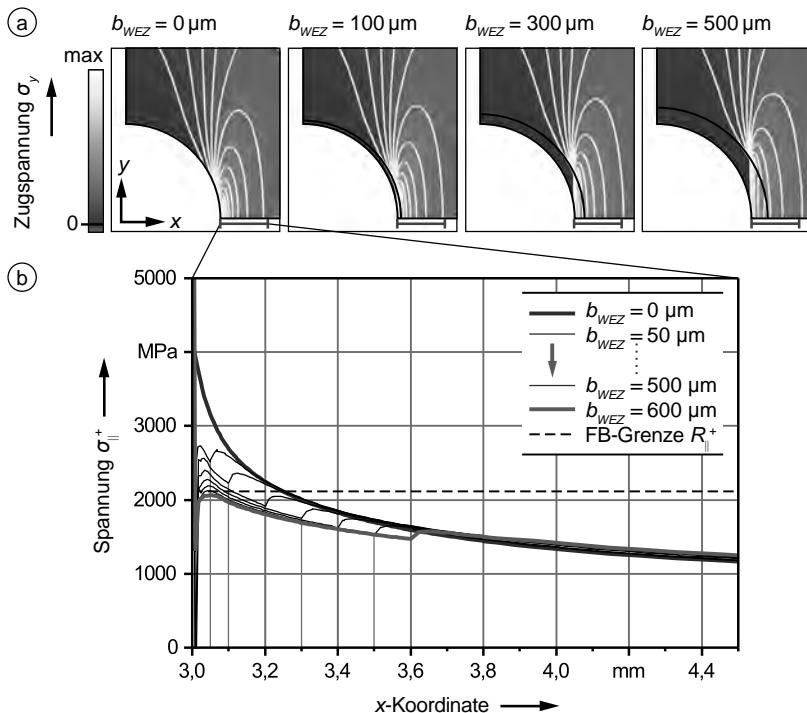


Abbildung 8.11: Qualitative Verteilung der Zugspannung σ_y in der 0° -Schicht der OHT-Probe (a) sowie der quantitative Verlauf der Belastung in Faserrichtung σ_{\parallel}^+ im kritischen Querschnitt (b) für den Lastfall L2 ($\sigma_{max} = 405 \text{ MPa}$)

schnitt 8.3, S. 134 ff.) angestellte Beobachtung, dass mit zunehmender Breite der WEZ eine reproduzierbar hohe Lastspielzahl erreicht werden konnte. Während jedoch die Berechnungen erst ab $b_{WEZ} = 600 \mu\text{m}$ ein Ausbleiben von FB belegen, waren im Versuch bereits bei RAC T100 ($\bar{b}_{WEZ} = 117 \mu\text{m}$) keine Ausreißer mehr zu verzeichnen.

Zur Erklärung dieser Diskrepanz ist ein weiterer Sachverhalt in Betracht zu ziehen, der vor allem für gewobene Faserhalzeuge mit Ondulationen gilt. Dabei sind die Fasern in Zugrichtung durch Querkräfte in ihrem Verlauf stabilisiert, was für den ungeschädigten Werkstoff in Abbildung 8.12a dargestellt ist. Nicht

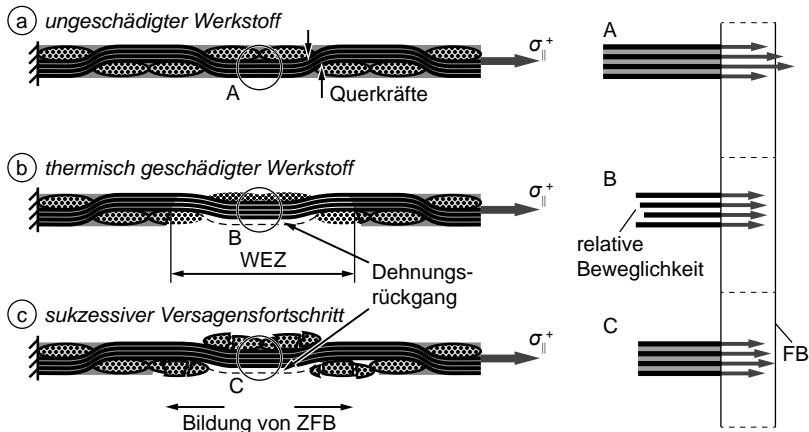


Abbildung 8.12: Skizze zum lokalen Rückgang von Spannung und Dehnung der ondulierten Fasern infolge des schädigungsbedingten Längenausgleichs der Ondulationen

zuletzt wegen der in Abschnitt 2.3.4 (S. 26) beschriebenen fertigungsbedingten Eigenspannungen ist davon auszugehen, dass im ungeschädigten Werkstoff (a) nicht alle CF gleich stark belastet sind (A), wodurch die Gefahr vereinzelter FB steigt. Im Gegensatz dazu entfällt in der WEZ (b) die stützende Wirkung durch die quer zur Zugrichtung verlaufenden Rovings, wodurch ein Rückgang der Faserdehnung möglich ist. Zudem ergibt sich ohne Matrix eine relative Beweglichkeit der belasteten Fasern (B). In der Folge stellt sich durch diese Effekte eine im Spitzenwert niedrigere, homogenere Spannungsverteilung ein.

Außerhalb der WEZ tritt ein ähnlicher Effekt durch den sukzessiven Versagensfortschritt (c) ein, der ebenfalls zu einem Dehnungs- und Spannungsrückgang der Fasern in Zugrichtung führt (C). Dieser Vorgang spiegelt sich im Steifigkeitsrückgang der OHT-Proben wider, der mit Abbildung 8.6 vorgestellt wurde, und steht zugleich im Mittelpunkt des folgenden Abschnitts, in dem die experimentelle Identifikation der Versagensmechanismen behandelt ist.

8.5 Identifikation der Versagensmechanismen

Anhand der vorausgehend beschriebenen Modellbildung wurden in Bezug auf den Werkstoffabtrag und auf das Versagensverhalten Rückschlüsse gezogen, die zusätzlich abzusichern sind. Zu diesem Zweck wurden die gebrochenen Probenkörper aus der Dauerschwingprüfung eingehend untersucht. Hierzu sind nachstehend Ergebnisse der Ultraschall-Tomographie sowie REM-Aufnahmen erläutert.

Welchen Verlauf die Schädigung nehmen kann, verdeutlicht Abbildung 8.13. Darin sind Bruchbilder aus dem Lastfall L2 der Dauerschwingprüfung (vgl. Abbildung 8.5, S. 139) gezeigt, welche für die jeweilige Prosesseinstellung die kleinste und die größten Lastspielzahlen ertrugen.

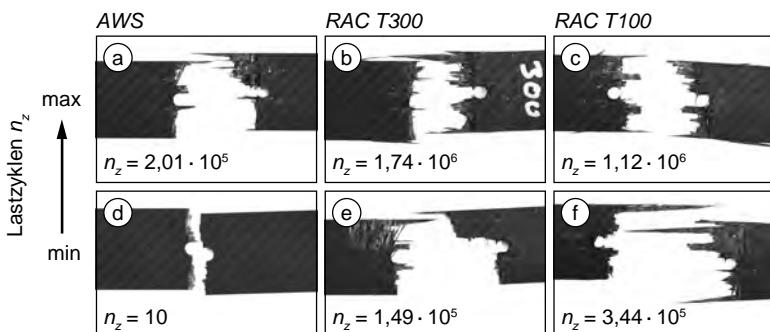


Abbildung 8.13: Vergleich der Bruchbilder nach der jeweils niedrigsten und der höchsten Schwingpielzahl des Lastfalls L2 ($\sigma_{max} = 405 \text{ MPa}$) für unterschiedlich gefertigte Schnittkanten; Nomenklatur entsprechend Abschnitt 8.3 (S. 137f.).

Bei der niedrigsten Lastspielzahl $n_z = 10$ ist ein gerader Bruch der Teilquerschnitte (d) auf beiden Seiten der Lochkerbe zu beobachten. Dieser deutet auf den kritischen Versagensfall durch FB hin. Darüber hinaus ist eine gerade Bruchlinie jeweils nur eines Teilquerschnitts der beiden Prüflinge (a, e) mit bis zu ca. $2 \cdot 10^5$ Belastungszyklen erkennbar, während auf der Gegenseite Delaminationen auftreten. Die davon betroffenen Gewebebragmente ragen jeweils am Außenrand der Probe besonders weit vor. Hier kommt mit Bezug auf

Abschnitt 2.3.4 (S. 26 ff.) die Spannungsoverhöhung am Rand des Laminats zum Tragen, wobei der für unidirektionale Lagen beschriebene Effekt auf die einzelnen Fadenrichtungen der Gewebelagen zu übertragen ist. Dadurch entstand eine verstärkte Schädigung des Laminatrandes, die eine ausgedehnte Delamination mit weit überstehenden Fragmenten zur Folge hatte. Hin zu größeren Lastspielzahlen zeigte sich erstmals beim kleinsten Messwert der Einstellung *RAC T100* (f) eine auf beiden Seiten ungleichmäßig ausgebildete Delamination. Die verbleibenden Proben (b, c), welche die höchste Haltbarkeit aufwiesen, sind auf beiden Seiten der Lochkerbe durch einen Bereich mit Schichtablösungen gekennzeichnet. Die Bruchzone erscheint hier etwas kürzer und gleichmäßiger ausgebildet. Über diesen makroskopischen Eindruck hinausgehend ist das Auftreten von ZFB und von FB durch weitere Prüfverfahren nachzuweisen.

Validierung mittels Ultraschall-Tomographie

Sowohl die Steifigkeitsverläufe (vgl. Abbildung 8.6, S. 141) als auch die zuvor gezeigten Ausfransungen der Bruchbilder deuten auf einen stetigen Versagensfortschritt im Laufe der dynamischen Beanspruchung hin. Um einen Eindruck vom Außmaß der Defekte im Inneren des Werkstoffs zu gewinnen, wurden die durch Schichtablösungen entstandenen Grenzflächen mittels Ultraschall-Tomografie (vgl. Abschnitt 2.6.4, S. 58) detektiert. Hierbei kam ein Prüfgerät des Typs *Olympus OmniScan SX* zum Einsatz. Der verwendete Phased-Array-Sensor mit 24 mm Breite wies gerätintern eine laterale Auflösung von 0,1 mm auf. Die als *C-Scan* bezeichnete flächige Ausgabe erfolgt jedoch in Form von Pixeln mit einer Kantenlänge von 1 mm.

In Abbildung 8.14 sind die Prüfergebnisse zu den extremen Lastspielzahlen unter der Beanspruchung *L1* ($\sigma_{max} = 395$ MPa) einander gegenübergestellt. Da das Messprinzip eine intakte Oberfläche voraussetzt, wurden die schraffiert gekennzeichneten Bruchzonen von der Messung ausgenommen.

Die quasistatisch geprüfte Vergleichsprobe (i), welche mittels *RAC T100* hergestellt wurde, lässt im gesamten Umfeld der Lochkerbe keinerlei Defekte erkennen. Der Bruch erfolgte demnach ausschließlich durch FB. Die dynamisch geprüften Bauteile folgen hingegen einem zu den Bruchbildern in Abbildung 8.13

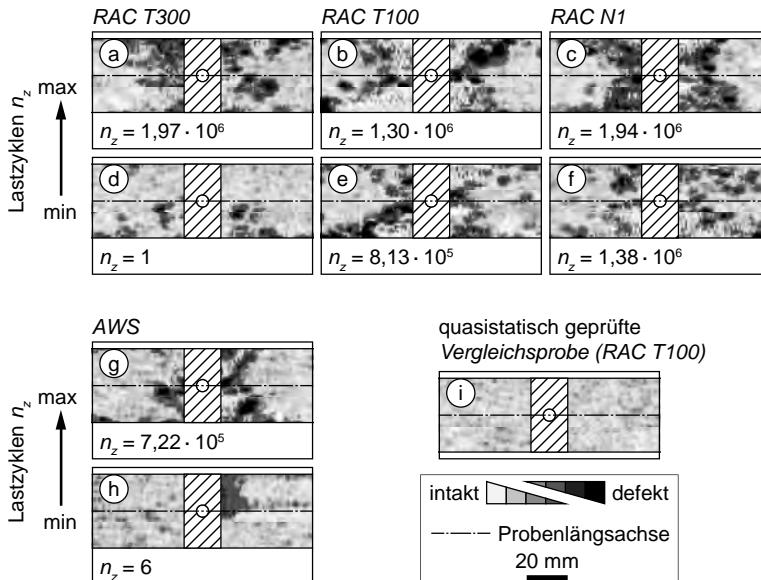


Abbildung 8.14: Mittels Ultraschall-Tomographie aufgezeichnete innere Defekte im Verbundwerkstoff infolge der dynamischen Beanspruchung des Lastfalls L1 ($\sigma_{max} = 395$ MPa); Nomenklatur entsprechend Abschnitt 8.3 (S. 137f.)

vergleichbaren Trend: Die mittels AWS (g, h) sowie RAC T300 (a, d) hergestellten Proben versagten teilweise verfrüht. In der Ultraschall-Tomographie zeigt sich hierzu bezüglich der Probenlängsachse wiederholt eine asymmetrische Verteilung der Defekte (a, d, h). Durch die einseitige Bildung von ZFB und Delaminationen reduziert, geht die Steifigkeit lokal zurück, was infolge von Spannungsverlagerungen zu einer Mehrbelastung der Gegenseite führt. Hingegen traten bei Proben der Prozessführung RAC T100 (b e) beidseitig angeordnet vermehrt Defekte auf, wobei die untere Grenze der Lastzyklen auf mehr als $8 \cdot 10^5$ anstieg. Die Untersuchungsergebnisse der Prozessvariante RAC N1 (c, f) weisen im Bereich um die Bruchzone ebenfalls deutliche Schädigungen auf. Dabei ist mit der höheren Lastspielzahl (c) das Ausmaß der Defekte ebenfalls vergrößert.

Validierung mittels Rasterelektronenmikroskopie

Durch die Auflösung einzelner CF lassen sich mittels REM fundierte Aussagen zum Bruchgeschehen treffen. Hierzu wurden die OHT-Prüfkörper an der Bruchfläche nahe an der Lochkerbe untersucht. Die Auswahl der Proben entsprach dabei jener in Abbildung 8.14, welche die niedrigsten und höchsten Lastspielzahlen für den Lastfall $L1$ ($\sigma_y = 395 \text{ MPa}$) repräsentierte. Charakteristische Beobachtungen sind im Folgenden anhand einer Auswahl von Aufnahmen beschrieben, wobei der Bildausschnitt am jeweiligen Bruchkörper in Abbildung 8.15 schematisch eingetragen ist. Die Einstellungen a–d geben dabei Aufschluss zur Schnittkante, während die Aufnahmen e–h der Umgebung der Lochkerbe entstammen.

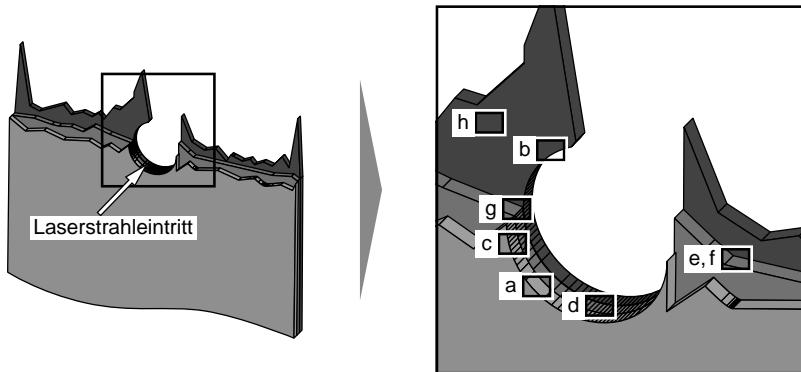


Abbildung 8.15: Skizze eines gebrochenen Probenkörpers zur Veranschaulichung der mittels REM aufgenommenen Bildausschnitte

Um die Beschaffenheit der Schnittkante zu diskutieren, sind in Abbildung 8.16 Aufnahmen zu den Prozesseinstellungen mit Mehrfachüberfahrt *RAC T300* bzw. *RAC T100* zusammengestellt. In der Darstellung (a) ist der Blick auf die Schnittfläche gegeben, welche abgesehen von der äußerer Gewebelage auf der Strahleintrittsseite durch Ablagerungen verschlossen ist. Jenseits der versiegelten Schnittfläche sind jedoch CF zu erkennen, welche frei von Matrix sind. Gut ersichtlich ist der verbliebene Rest eines Matrixpaket, wie es an Kreuzungspunkten der Rovings oftmals auftritt. Die Aufnahme (b) wurde an der

Schnittkante einer inneren Schicht aufgezeichnet, nachdem der Zusammenhalt im Dauerschwingversuch durch die Delamination abhanden gekommen war. Die betroffene Fläche zeigt deutlich die senkrecht zur Faserrichtung verlaufenden Abdrücke des ehemals benachbarten Gewebeausschnitts. Dieser Aufnahme ist zu entnehmen, dass die Modellierung der WEZ als Bereich freiliegender CF berechtigt ist. Hier ist die Matrix nahezu rückstandslos verdampft und die Fasern sind weitgehend intakt.

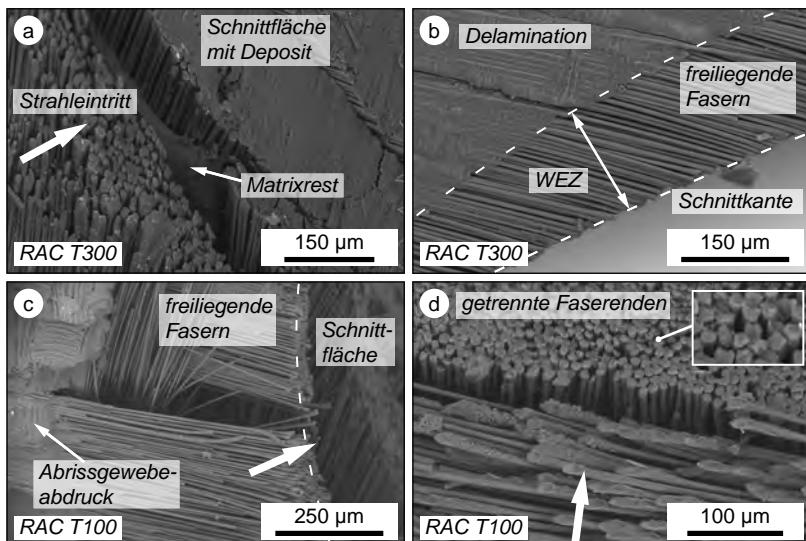


Abbildung 8.16: REM-Aufnahmen der mittels RAC in Mehrfachüberfahrt hergestellten Lochkerben der OHT-Prüfkörper des Lastfalls L1 ($\sigma_{max} = 395 \text{ MPa}$) zur Validierung des Abtragsgeschehens

Wie bereits aus Querschliffen bekannt, ist die Matrix an der Plattenoberfläche (c) des Strahleintritts breiter abgetragen. Die Oberfläche des verbliebenen Harzes trägt dabei einen deutlichen Abdruck der Textur des Abrissgewebes. Dabei ist für die Prozesseinstellung RAC T100 bemerkenswert, dass die Fasern an der Schnittfläche im Bild (d) keine Depositschicht aufweisen. Dadurch treten die getrennten Enden der CF in den Vordergrund. Die senkrecht zur Schnittfläche stehenden Faserenden zeigen keineswegs Anzeichen eines Abbrands. Vielmehr erscheinen die Enden durch meist mehrere schräge Grenzflächen

so abgetrennt, dass sie an das Keilschneiden eines Metalldrahts erinnern. Die vertikale Position der Enden ist zudem unterschiedlich, was ebenfalls der Vorstellung des Abdampfens widerspricht. Derartige Bruchflächen deuten auf ein Schubversagen hin, welches auf die schlagartige thermische Ausdehnung der CF infolge der intensiven Beaufschlagung mit der Laserstrahlung zurückzuführen sein könnte. Dies deckt sich mit der von HAFNER & FREITAG (2011) (vgl. Abschnitt 2.4.3, S. 45) angestellten Beobachtung, derzufolge thermisch induzierte Stoßwellen zum Bruch der Faser führen. Diese Beobachtung zum laserbasierten Abtrag der CF ist wissenschaftlich noch nicht abschließend geklärt. Jedoch ist die energetische Bilanzierung dieses Prozesses für eine Modellierung der erreichbaren Abtragstiefe und des Wärmeeintrags in den Werkstoff essenziell.

Ausgehend von den zum Abtrag angestellten Beobachtungen lassen sich in Abbildung 8.17 wiederkehrende Bruchmechanismen nachvollziehen, welche durch dynamische Beanspruchung entstanden sind.

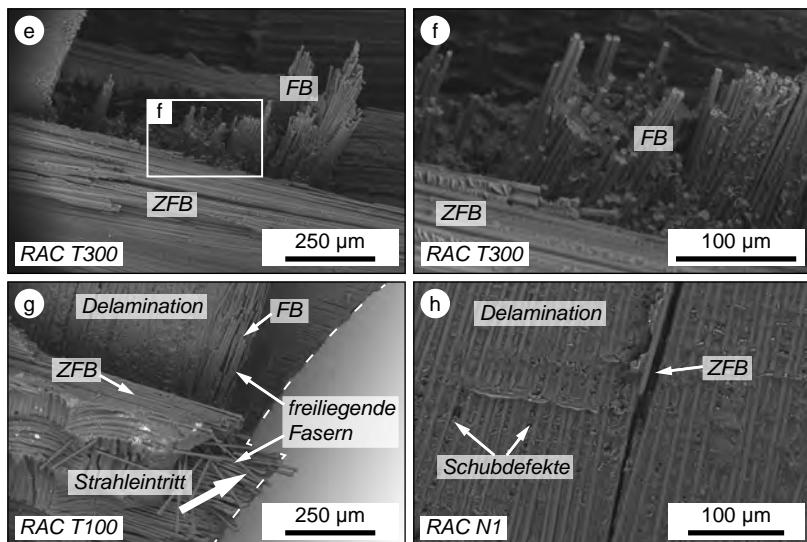


Abbildung 8.17: Identifikation von Bruchmechanismen durch REM-Aufnahmen der OHT-Prißkörper des Lastfalls L1 ($\sigma_{max} = 395 \text{ MPa}$) in der Umgebung der Lochkerbe

Die im Bild (e) gezeigten Bruchflächen einer mittels *RAC T300* hergestellten Probe weisen klare Merkmale des FB auf. Es ist davon auszugehen, dass der auf gleicher Höhe liegende ZFB bereits zu einem früheren Zeitpunkt vorlag. In der Vergrößerung (f) sind auf der Fläche, die durch ZFB entstand, schräge Stufen erkennbar, was als Hinweis auf Schubversagen zu deuten ist. Dies steht im Einklang mit den Simulationsergebnissen (vgl. Abbildung 8.10, S. 149). Demnach treten bereits zu Beginn der Prüfung nahe am kritischen Querschnitt hohe Schubbelastungen auf. Sobald jedoch ausgehend vom Punkt mit der höchsten Schubbeanspruchung τ_{max} vermehrt ZFB entstehen, erfolgt eine Kräfteverlagerung auf intakte benachbarte Werkstoffbereiche. Trotz der äußerst hohen Lastspielzahl von $n_z = 1,97 \cdot 10^6$, die dies Probe ertrug, erscheint die Matrix weitgehend intakt. Dies bestätigt sich mit Blick auf das Ergebnis aus der zerstörungsfreien Prüfung, ersichtlich in Abbildung 8.14a (S. 154).

Die Aufnahmen (g, h) in Abbildung 8.17 sind aufgrund der Prozessführung durch breitere WEZ gekennzeichnet. Dabei sind an der mittels *RAC T100* gefertigten Probe (g) neben der Schnittkante freigelegte Fasern in beiden Vorzugsrichtungen erkennbar. Ab einem gewissen Abstand von der Schnittfläche blieb die Matrix und damit der Werkstoffverbund erhalten. Dieser Sachverhalt wurde in Abschnitt 8.4 (S. 145) der Modellbildung als Annahme zugrunde gelegt, welche sich hiermit als zulässig erweist. Die Aufnahme (h) zeigt die durch Delamination entstandene Grenzfläche. Auffällig sind hierbei die Grübchen im EP, die auf eine Degradation der Matrix durch Schubkraft hinweisen. Aufgrund der hohen Lastspielzahlen, die Bauteile zur Einstellung *RAC N1* ertrugen, ist diese bereits durch die Ultraschallprüfung indizierte Ermüdung der Matrix erklärbar.

8.6 Zusammenfassung

Wie die Untersuchungen in diesem Kapitel zeigen, löst der laserbasierte Konturbeschnitt entgegen der bislang oftmals nachteiligen Bewertung der damit verbundenen WEZ eine Umverteilung der Spannungsspitzen am Bauteilrand aus. Durch die dynamische Prüfung von OHT-Bauteilen ließ sich zeigen, dass die Streubreite der Messwerte durch den thermischen Abtrag auf unter einer Dekade gesenkt werden kann. Die mittlere Lastspielzahl stabilisierte sich gleichzeitig bei hohen Werten.

Um dieses Verhalten zu erklären, wurde zunächst ein analytischer Modellierungsansatz gewählt, bei dem der Verbundwerkstoff orthotrop angenommen ist. Unter Einsetzen thermisch veränderter Werkstoffkennwerte konnte rechnerisch ein Effekt des Spannungsabfalls am kritischen Querschnitt identifiziert werden, der jedoch quantitativ zu gering ausfiel, um die bei der Festigkeitsprüfung aufgetretene Diskrepanz zwischen den dynamischen Festigkeitswerten zu erklären. Da die Annahme der Orthotropie des gesamten Verbundes eine starke Vereinfachung darstellte, wurde ein numerisches Simulationsmodell eines Kreuzverbunds vorgestellt, welches die Beschreibung der WEZ als Bereich ohne Matrix beinhaltete. Auf diesem Weg zeigte sich qualitativ und quantitativ, dass eine zunehmende Breite der WEZ die Spannung im kritischen Querschnitt soweit reduziert, dass die Grenzspannung für FB unterschritten ist. Das Versagensgeschehen betrifft infolge dessen vermehrt die Matrix, wodurch sich ein Aufschub des Totalversagens durch FB hin zu hohen Lastspielzahlen begründen lässt. Im Zuge einer Validierung mithilfe Ultraschall-Tomografie und REM-Aufnahmen ließen sich die Überlegungen zum Versagensverhalten schlussendlich bestätigen.

Im Gegensatz zu der hohen Festigkeitsstreuung, die beim Trennen ohne Wärmeeintrag zu beobachten war, eröffnen diese Erkenntnisse neuen Spielraum für Masseeinsparungen im Zuge der Bauteilauslegung. Der Konturbeschnitt mittels RAC erschließt somit ungenutztes Leichtbaupotenzial von CFK.

9 Technologische Bewertung

9.1 Allgemeines

Die empirischen und modellbasierten Ergebnisse der zurückliegenden Kapitel haben aufgezeigt, welche unterschiedlichen Schnittkanten durch RAC darstellbar sind. Dabei erzeugt die Bearbeitung *RAC T300* (vgl. Tabelle 7.3, S. 117) mit relativ langen Abkühlpausen zwischen den Belichtungen Grenzflächen mit hoher geometrischer Bestimmtheit, welche für die Anwendung im Sichtbereich zu bevorzugen sind. Die in der Literatur oftmals nachteilig beurteilte WEZ wirkte sich indes unter dynamischer Bauteilbelastung durchwegs positiv auf die Dauerfestigkeit aus, was sich durch reproduzierbare, hohe Lastspielzahlen äußerte. Dies verdeutlicht für CFK, dass RAC nicht als Prozessalternative, sondern als eigenständiges Fertigungsverfahren für spezifische Anwendungsbereiche zu sehen ist. In dem in Abschnitt 2.4.4 (S. 48) beschriebenen Technologielebenszyklus befindet sich RAC von Strukturauteilen aus CFK noch im Wachstum, wobei ein Ausbau zur Schlüsseltechnologie durch grundlegende Forschungsarbeit anzustreben ist. Daher ist in dieser Phase die Wirtschaftlichkeit des RAC mittels der in Abschnitt 3.3.2 (S. 65 f.) genannten Arbeiten hinreichend bewertet, während im vorliegenden Kapitel die technologischen Eigenschaften dieses Fertigungsverfahrens in den Mittelpunkt rücken. Dazu sind zunächst die Charakteristika der Schnittkanten aufzuzeigen, bevor anschließend die Aspekte der produktionstechnischen Umsetzung beleuchtet werden.

9.2 Bewertung der Schnittkanten

Zu Beginn der Überlegungen, RAC in der Großserienfertigung von CFK einzusetzen, steht die Frage der Bearbeitbarkeit des Werkstoffs. Hierzu sind die Aspekte abzuklären, die bezüglich Kapitel 6 in Abbildung 4.1 (S. 76) genannt

sind. Hierbei ist das Zersetzungsvorverhalten und die Absorptivität der Werkstoffkomponenten zu charakterisieren. Zur Sicherstellung fehlerfreier Schnittkanten lassen sich anschließend sowohl die optischen Eigenschaften der Matrix modifizieren als auch eine andere Wellenlänge seitens der Lasersystemtechnik in Betracht ziehen. Ist die Robustheit des Trennprozesses gewährleistet, ist die Prozessstrategie (vgl. Kapitel 7, S. 103 ff.) festzulegen.

Der Beschnitt von CFK-Bauteilen mittels Laserstrahlung stellt aufgrund des verschleißfreien Wirkprinzips eine Prozessalternative für unterschiedliche Einsatzbereiche dar. Diese sind primär in der Automobilindustrie und in der Luftfahrttechnik zu sehen und gehen mit entsprechenden Anforderungen an die zu fertigenden Werkstücke einher. Durch die beiden grundsätzlichen Arten der Prozessführung (vgl. Kapitel 7, S. 103 ff.) lässt sich mit unveränderter Anlagentechnik eine hohe Bandbreite an Schnittkanteneigenschaften darstellen.

Trennen mit Mehrfachüberfahrt

Für den Einsatz im Sichtbereich empfehlen sich daher Schnittkanten mit hoher geometrischer Genauigkeit und möglichst kleiner WEZ. Hierbei deckt RAC den technologischen Bereich von $b_{WEZ} \geq 50 \mu\text{m}$ ab, die sich in der Aufstellung von HERZOG et al. (2015) (vgl. Abschnitt 3.3, S. 63 ff.) zwischen cw-Trennverfahren mit Festoptiken und dem weniger produktiven gepulsten Abtrag ergibt.

Durch Einhalten einer Abkühlzeit t_k zwischen den Abtragsüberfahrten ergibt sich ein wirksamer Stellhebel, um die geforderten Kanteneigenschaften einzustellen. Die in Kapitel 8 (S. 129 ff.) vorgestellten Untersuchungen belegen dabei den positiven Effekt der WEZ auf die dynamische Belastbarkeit. Dabei nimmt die Spannungsüberhöhung an Kerben infolge der veränderten Schubkraftübertragung in der WEZ deutlich ab. Dies kommt vor allem bei hohen Lastniveaus zum Tragen, wo eine erhöhte Gefahr für FB auftritt, was den Totalausfall des Bauteils zur Folge haben kann. Darüber hinaus ist durch die Wahl der Prozessparameter eine abschnittsweise Priorisierung einer verbesserten Tragfähigkeit oder einer erhöhten Sichtqualität darstellbar.

Trennen mit Einfachüberfahrt

Das Trennen mit einer Abtragsüberfahrt erzeugt ein Prozessergebnis, das dem der Bearbeitung mittels Festoptiken (vgl. Abschnitt 3.3.1, S. 63 f.) nahe kommt. Mit der verbreiterten WEZ geht eine hohe Belastbarkeit einher. Dies ist für strukturelle Anwendungen relevant, die nicht im Sichtbereich liegen, beispielsweise für Dachspiegel von Automobilen. Wie anhand von Simulationen in Abbildung 8.11 (S. 150) deutlich wurde, lässt sich die Spannungsüberhöhung an Kerben durch den laserbasierten Konturbeschnitt auf rund die Hälfte reduzieren. Dies ermöglicht eine deutlich gleichmäßige Ausnutzung der Werkstofffestigkeit, wodurch sich das Leichtbaupotenzial signifikant steigern lässt.

9.3 Produktionstechnische Umsetzung

Die industrielle Umsetzung des RAC setzt zunächst die in Abschnitt 5.3 (S. 81 ff.) beschriebenen Komponenten voraus, wobei zusätzliche Funktionalität für Werkstückaufspannung und -wechsel notwendig ist. Zudem ist eine für die Serienfertigung geeignete Erfassungsvorrichtung für die Prozessemisionen zu entwickeln, die in Verbindung mit der Filtertechnik den Immisionsschutz des Bedienpersonals gewährleistet (vgl. Abschnitt 5.3, S. 83 ff.).

Feine Konturen

Die hohe Dynamik und Genauigkeit der Brennfleckpositionierung eignet sich zur Herstellung selbst feiner Konturen mit geringer Schnittspaltbreite. Dies ist in Abbildung 9.1d durch die Herstellung eines Demonstratorbauteils aus dem BMBF-Forschungsprojekt ELite (STOCK 2011) verdeutlicht. Im Gegensatz zum Fräsen sind dabei beliebige Innenkonturen fertigbar.

Großflächige Bauteile

Die Abmessungen des in Abbildung 9.1c dargestellten Hexacopter-Tragrahmens übertreffen den nutzbaren Bereich des Scanfelds. Die Bearbeitung (b) erfolgte

deshalb durch Aufteilung in drei Teilkonturen, wozu zweimalig das Umpositionieren der Scanneroptik (a) notwendig war. An den Schnittstellen der Kontur empfiehlt es sich, tangenzial anschließende Kurvenabschnitte anzufügen, welche geringfügig in den Restschnitt ragen. Dadurch lässt sich ein Schnittpunkt der Teilkonturen erwirken, selbst wenn der Positionierfehler der Kinematik über der Schnittspaltbreite bei etwa 50 µm liegt.

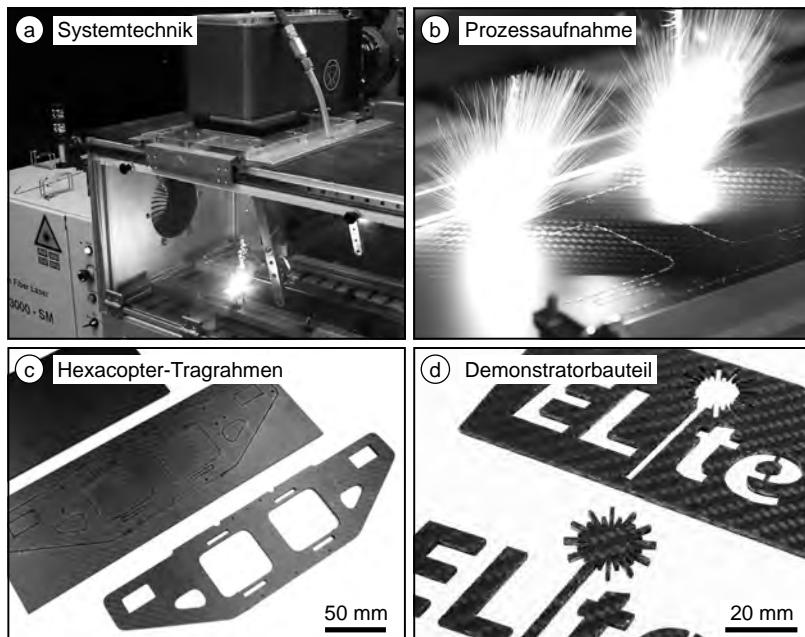


Abbildung 9.1: Konturbearbeitung mittels der RAC-Versuchsanlage (oben) und gefertigte Bauteile (unten)

Hinsichtlich der effizienten Bahnplanung für große Konturen ließ das Trennen mit Mehrfachüberfahrt keine Umpositionierung der Optik zu. Das in Vorversuchen beobachtete Auffächern der Schnittfuge ist beim Prozess mit einfacher Belichtung nicht zu erwarten, wodurch sich die Algorithmen von MUNZERT (2010) (vgl. Abschnitt 3.3.2, S. 65) mitsamt der auf dem Markt verfügbaren Steuerungstechnik einsetzen lassen.

Effektive Schnittgeschwindigkeit

Sobald die Festlegung auf eine Bearbeitungsstrategie anhand der im vorhergehenden Abschnitt genannten Merkmale getroffen ist, lassen sich basierend auf den Untersuchungen in Abschnitt 7.2 (S. 104 ff.) erste Aussagen zur effektiven Schnittgeschwindigkeit treffen.

Dabei ist zu beachten, dass vor allem beim Trennen mit mehrfacher Belichtung die Wartezeit verstkt zu Buche schgt, wenn die im Scanfeld befindliche Konturlänge L vergleichsweise kurz ist. Sobald diese einen gewissen Grenzwert erreicht, übertrifft die Dauer einer Überfahrt die Wartezeit und die effektive Schnittgeschwindigkeit $v_{eff}(L)$ nimmt einen konstanten Wert an, was durch folgende Fallunterscheidung zum Ausdruck kommt:

$$v_{eff}(L) = \begin{cases} \underbrace{\frac{L}{v_S} \cdot n}_{\text{Strahlzeit}} + \underbrace{\left(t_k - \frac{L}{v_S}\right)(n-1)}_{\text{verbleibende Wartezeit}} & \text{für } L \leq v_S \cdot t_k \\ \frac{v_S}{n} & \text{für } L > v_S \cdot t_k \end{cases} \quad (9.1)$$

Beim Trennen mit einer Überfahrt ist die effektive Schnittgeschwindigkeit $v_{eff} \stackrel{!}{=} 150 \text{ mm/s}$ dagegen unabhig von der Konturlänge konstant. In Abbildung 9.2 ist für $n = 27$ Überfahrten und eine Bahngeschwindigkeit $v_S = 6000 \text{ mm/s}$ der Verlauf der effektiven Schnittgeschwindigkeit $v_{eff}(L)$ abhig von der Konturlänge L aufgetragen. Dabei zeigt sich der Vorteil des RAC N1 bei kürzeren Schnittkonturen. Oberhalb des Schnittpunkts mit einer der Kurven des RAC T kommt hingegen die erhöhte Prozesseffizienz infolge mehrfacher Belichtung zum Tragen. Somit ist mit der in Abschnitt 5.3 (S. 81 ff.) vorgestellten Systemtechnik beim Trennen von Prepreg-CFK $v_{eff} \approx 220 \text{ mm/s}$ erreichbar.

9.4 Zusammenfassung

Die zurkliegenden Ausfrungen machen deutlich, wo das technologische Potenzial des RAC im Bezug auf CFK-Leichtbaustrukturen liegt.

Durch eine Prozessführung mit mehreren Überfahrten ist ein Schnittverlauf mit

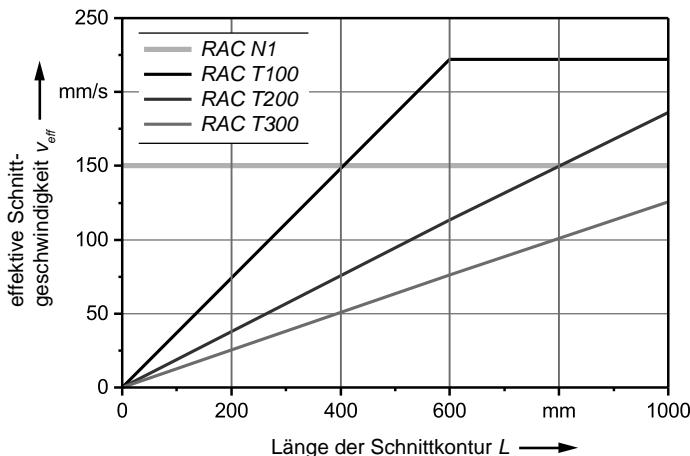


Abbildung 9.2: Effektive Schnittgeschwindigkeit als Funktion der Konturlänge im Scanfeld für die in Tabelle 7.3 (S. 117) aufgeführten Prozesseinstellungen

einer hohen geometrischen Genauigkeit darstellbar. Bei dieser Bearbeitung ist keine Bewegung der Scanneroptik zulässig, was ein Zerlegen von Konturen erfordert, die über das nutzbare Scanfeld hinausgehen.

Mit der gleichen Systemtechnik eröffnet sich in der Fertigung hochbelasteter Bauteile die Perspektive, das Leichtbaupotenzial von CFK stärker auszunutzen, indem durch die Prozessführung die Breite b_{WEZ} erhöht wird. Das Trennen mit einer Überfahrt ist überdies zur fliegenden Bearbeitung großflächiger Bauteile in Kombination mit bereits verfügbaren Bahnplanungsalgorithmen realisierbar. Die höchste effektive Schnittgeschwindigkeit ergibt sich bei kurzen Konturen bei Einzelüberfahrt. Sobald die im Scanfeld befindliche Schnittlänge einen gewissen Grenzwert überschreitet, weist jedoch der mehrfache Abtrag die höhere Effizienz auf.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Zusammenfassung

Mit der zunehmenden Verbreitung von Leichtbaustrukturen aus CFK, die in großer Stückzahl hergestellt werden, wächst der Bedarf an geeigneten Prozessen zur Konturbearbeitung. Im Vergleich zu den derzeit industriell eingesetzten Verfahren Fräsen und abrasives Wasserstrahl trennen weist das Remote-Laserstrahl trennen trotz technologischer Vorteile eine deutlich niedrigere Technologiereife auf. Als Grund hierfür sind offene Fragen zum Prozessverständnis zu nennen. In zahlreichen Vorarbeiten stand der Abtrag an sich im Mittelpunkt, meist ohne die mechanischen Eigenschaften der thermisch getrennten Schnittkante in die Betrachtung einzuschließen. Mit dem Ziel, die Weiterentwicklung des RAC hin zur industriellen Anwendung zu unterstützen, setzte der wissenschaftliche Beitrag dieser Arbeit ein. Hierzu wurden zunächst relevante Grundlagen zusammengetragen, welche vor allem die spezifischen Eigenschaften von FKV im Kontext des laserbasierten Abtrags beschreiben. Unter Einbeziehung der im Stand der Forschung vorliegenden Arbeiten ließ sich der angestrebte Erkenntnisgewinn in vier Schritte gliedern.

Als Erstes wurde das Abtragsverhalten des Werkstoffs untersucht. Dabei war das Zersetzungsvorverhalten zu analysieren, bevor die Bewertung der Wechselwirkung der Laserstrahlung mit den Komponenten des Werkstoffs erfolgte. Eine zu schwache Absorption der Laserstrahlung führte beim Trennen des Verbundwerkstoffs zu ausgeprägten Prozessfehlern, die entweder durch die Modifikation des Harzes mit absorbierenden Additiven oder durch die Wahl einer anderen Wellenlänge der Laserstrahlung zu beheben sind.

Mit der Voraussetzung eines robusten Abtrags ließ sich in einem weiteren Schritt die Strategie der Prozessführung festlegen. Auf experimentellem Weg wurde hierzu die Ausbildung der Schnittfuge aufgezeigt und die Breite der WEZ abhängig von den Prozessparametern für Mehrfachüberfahrt in einem

Regressionsmodell abgebildet. Mittels der FEM ließ sich darüber hinaus ein vollständiges Temperaturprofil des Bauteilrands berechnen.

Die Diskussion der Eigenschaften thermisch getrennter Schnittkanten beantwortete anschließend die Forschungsfrage nach der mechanischen Belastbarkeit. Hierzu wurde die Degradation des Werkstoffs unter Temperatureinwirkung analysiert und das Verhalten unter erhöhter dynamischer Belastung bestimmt. Das vorgestellte analytische Modell des Spannungszustands an einer Lochkerbe bildete das experimentell ermittelte Bruchverhalten zunächst qualitativ ab. Anhand eines numerischen Modells gelang darüber hinaus eine quantitative Aussage zur Beanspruchung der CF im kritischen Querschnitt. Dabei zeigte sich aufgrund der weit herabgesetzten Schubsteifigkeit im Bereich der WEZ ein Rückgang der Zugbelastung der Verstärkungsfasern. Dadurch sinkt das Risiko für FB, die das Totalversagen eines Strukturauteils auslösen können. Die Verifizierung dieser rechnerischen Rückschlüsse ließ sich mittels Bildgebung an den dynamisch geprüften Probenkörpern durchführen. Durch die Vergrößerung der WEZ trat in der dynamischen Prüfung ein deutlicher Anstieg der erreichbaren Lastzyklen ein. Diese erhöhte Mindest-Zeitfestigkeit ist durch fortschreitende ZFB gekennzeichnet, verbunden mit einem zunehmenden Abfall der Steifigkeit. Dadurch kündigt sich der Bruch bei einer vergrößerten WEZ an, was als „gutmütiges“ Versagen bezeichnet werden darf. Durch die verbesserte Wiederholbarkeit der Lastspielzahlen kann in der Auslegungsberechnung bei gleicher Sicherheit die Überdimensionierung tragender Komponenten zurückgenommen werden, wodurch sich ganz im Sinne des Leichtbaus Masse einsparen lässt. Im Zuge einer technologischen Bewertung ließ sich abhängig von den Anforderungen an die Schnittkante die Wahl der Prozessstrategie mit Einzel- oder Mehrfachüberfahrt vorschlagen. Die produktionstechnische Umsetzung kann darauf aufbauend gestaltet werden, wobei die erforderliche Anlagentechnik bereits weitgehend verfügbar ist.

Ausblick

Abschließend sind offene Fragen zum weiteren Prozessverständnis des RAC von CFK aufzuzeigen. So bedarf die energetische Bilanz des Prozesses eines Kriteriums, welches das thermisch induzierte Zerbrechen der CF in einzelne Fragmente abbildet. Darüber hinaus ist das Ausdampfen der Matrix infolge der

Wärmeleitung der Fasern näher zu erforschen. Dabei sind die in Abbildung 10.1 gezeigten sekundären Effekte Depositbildung (a) und Faserquellen (b) sowie die Auswirkungen der Dampffackel einzubeziehen. Auf diesem Weg ließe sich die Abtragstiefe berechnen und die maximal erreichbare Schnitttiefe vorhersagen.

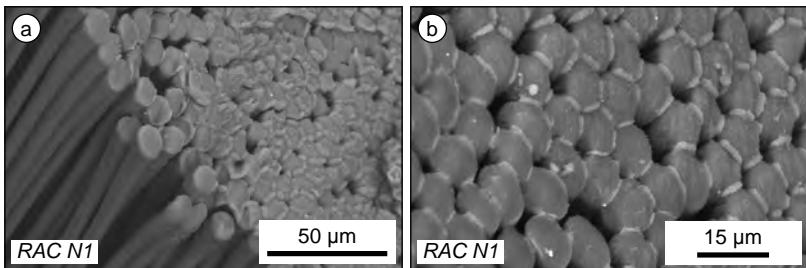


Abbildung 10.1: Depositbildung an der Schnittfläche infolge der Verdampfung von EP (a) und aufgequollene Faserenden (b)

Die Verwendung von NIR-Laserstrahlung weist vielfältige systemtechnische Vorteile auf, unter anderem hinsichtlich der Strahlerzeugung, -führung und -qualität. Jedoch war das gewünschte Prozessergebnis lediglich beim Trennen von Werkstoffen mit gerußtem Harz zu erzielen. Die Beigabe absorbierender Partikel ist im Prepreg-Verfahren etabliert und bringt zusätzliche Vorteile bezüglich der optischen Eigenschaften und der Alterungsbeständigkeit mit sich. Ein vielversprechender Ansatz ist in der Verarbeitung solcher Additive im RTM-Verfahren zu sehen.

Der Einstieg in die Festigkeitsanalyse thermisch getrennter Schnittkanten stellt einen ersten Schritt dar, an den sich die Erweiterung auf beliebige Werkstoffaufbauten und Kerbgeometrien anschließen kann.

Zusätzliches Entwicklungspotenzial ergibt sich in der Prozessperipherie. Der zum Schutz der Optik erforderliche Crossjet stellt einen wesentlichen Energieverbraucher dar. Die geringe Dichte der abzulenkenden CF-Partikel sollte eine deutliche Reduktion des notwendigen Durchflusses gegenüber dem Trennen von Metallen zulassen. Zudem ist zu prüfen, ob sich der Energieeintrag durch gezieltes Ausrichten eines Luftstroms auf die Dampffackel weiter verbessern lässt. Darüber hinaus erfordert die effektive Erfassung von Prozessemissionen

10 Zusammenfassung und Ausblick

bei gleichzeitig niedrigem Energieverbrauch der Absaugung und der Filteranlage vor allem beim Bearbeiten großflächiger Bauteile innovative Lösungen.

Die Einführung von CFK in die Großserienfertigung von beispielsweise Automobilstrukturen setzt die Einbeziehung des gesamten Produktlebenszyklus' in die Betrachtung voraus. Zur Integration des RAC in bestehende Prozessketten ist die Verträglichkeit der WEZ sowohl mit Beschichtungen als auch hinsichtlich Feuchtigkeitsbeaufschlagung zu untersuchen.

Die Rezyklierung des Werkstoffs CFK ist aktuell nur unzureichend thematisiert. In Zukunft ist deshalb die Herstellbarkeit nachhaltiger Leichtbau-Tragstrukturen stärker in den Mittelpunkt zu rücken.

Literaturverzeichnis

ASKELAND et al. 2011

Askeland, D. R.; Fulay, P. P.; Wright, W. J.: *The science and engineering of materials*. 6th edition. 2011. ISBN: 0495668028.

ASTM D3479 / D3479M-12

ASTM D3479 / D3479M-12: Standard Test Method for Tension-Tension Fatigue of Polymer Matrix Composite Materials.

ASTM D5766/D5766M-11

ASTM D5766/D5766M-11: Standard Test Method for Open-Hole Tensile Strength of Polymer Matrix Composite Laminates.

ASTM D5961/D5961M-13

ASTM D5961/D5961M-13: Standard Test Method for Bearing Response of Polymer Matrix Composite Laminates.

ASTM D6484/D6484M-09

ASTM D6484/D6484M-09: Standard Test Method for Open-Hole Compressive Strength of Polymer Matrix Composite Laminates.

AVK e.V. 2013

AVK e.V., Hrsg. (2013): *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*. 4. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg. 2013. ISBN: 365802755X.

BARKER & VANGERKO 1983

Barker, A. J.; Vangerko, H.: Temperature dependence of elastic constants of CFRP. *Composites* 14 (1983) 1, S. 52–56. ISSN: 00104361.

Literaturverzeichnis

BÄUERLE et al. 2004

Bäuerle, D.; Börnstein, R.; Landolt, H.; Madelung, O.; Martienssen, W.; Poprawe, R.: *Numerical data and functional relationships in science and technology: New series*. Berlin [u.a.]: Springer. 2004. ISBN: 9783540001058.

BIEGERT 2001

Biegert, B.: *Katalog technischer Maßnahmen zur Luftreinhaltung am Arbeitsplatz: Lufttechnische Maßnahmen : Dokumentation von Erfassungseinrichtungen, RLT-Anlagen und Luftdurchlässen*. Bd. 834,2. Schriftenreihe der Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin / Forschung. Bremerhaven: Wirtschaftsverl. NW. 2001. ISBN: 9783897016873.

BLUEMEL et al. 2012

Bluemel, S.; Jaeschke, P.; Wipo, V.; Bastick, S.; Stute, U.; Kracht, D.; Haferkamp, H.: Laser Machining of CFRP using a high power fiber laser - Investigations on the heat affected zone. In: *15th European conference on composite materials*. Venedig. 2012.

BLUEMEL et al. 2013

Bluemel, S.; Staehr, R.; Jaeschke, P.; Stute, U.: Determination of Corresponding Temperature Distribution within CFRP during Laser Cutting. *Physics Procedia* 41 (2013) o. Nr., S. 408–414. ISSN: 18753892.

BOEHM et al. 2012

Boehm, R.; Brackrock, D.; Montag, H.-J.; Brekow, G.: Matrixarrays zur bildgebenden Ultraschallprüfung am Beispiel 6 mm dicker CFK-Platten. *DGZfP-Jahrestagung Zerstörungsfreie Materialprüfung* (2012).

BOSSEL 2014

Bossel, H.: *Modellbildung und Simulation: Konzepte, Verfahren und Modelle zum Verhalten dynamischer Systeme. Ein Lehr- und Arbeitsbuch*. 2., Aufl. 1994. Softcover reprint of the original 2nd ed. 1994. Wiesbaden: Vieweg & Teubner. 2014. ISBN: 3322905209.

CAPRINO & TAGLIAFERRI 1988

Caprino, G.; Tagliaferri, V.: Maximum Cutting Speed in Laser Cutting of Fiber Reinforced Plastics. *International Journal Machine Tools Manufacture* (1988) 4, S. 389–398.

CENNA & MATHEW 2002

Cenna, A.; Mathew, P.: Analysis and prediction of laser cutting parameters of fibre reinforced plastics (FRP) composite materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (2002) 1, S. 105–113. ISSN: 08906955.

CHENG et al. 1998

Cheng, C. F.; Tsui, Y. C.; Clyne, T. W.: Application of a three-dimensional heat flow model to treat laser drilling of carbon fibre composites. *Acta Materialia* 46 (1998) 12, S. 4273–4285. ISSN: 13596454.

CHERIF 2011

Cherif, C.: *Textile Werkstoffe für den Leichtbau*. Berlin & Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. 2011. ISBN: 978-3-642-17991-4.

COLLMER & RUTHER 2012

Collmer, S.; Ruther, M.: Measurement of Emissions Caused by Laser Cutting of CFRP. In: *Stuttgarter Laser Technology Forum '12*. Hrsg.: Graf, T.; Weber, R. 2012, S. 73.

DIN 50100:2015-11

DIN 50100:2015-11: Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile.

DIN EN 2563:1997-03

DIN EN 2563:1997-03: Luft- und Raumfahrt - Kohlenstoffaserverstärkte Kunststoffe - Unidirektionale Laminate; Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit; deutsche Fassung EN 2563:1997.

Literaturverzeichnis

DIN EN ISO 14125:2011-05

DIN EN ISO 14125:2011-05: Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften (ISO 14125:1998 + Cor.1:2001 + Amd.1:2011); deutsche Fassung EN ISO 14125:1998 + AC:2002 + A1:2011.

DIN EN ISO 527-4:1997-07

DIN EN ISO 527-4:1997-07: Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe (ISO 527-4:1997); deutsche Fassung EN ISO 527-4:1997.

DITTMAR et al. 2012

Dittmar, H.; Bluemel, S.; Jaeschke, P.; Stute, U.; Kracht, D.: Advantages and challenges of CFRP laser machining with ns-pulses. In: *31st International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO 2012)*. Hrsg.: Laser Institute of America. 2012, S. 136–145.

EHRENSTEIN 2006

Ehrenstein, G. W.: *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften*. 2. München: Hanser. 2006. ISBN: 978-3446227163.

EICHLER & EICHLER 2010

Eichler, J.; Eichler, H.-J.: *Laser: Bauformen, Strahlführung, Anwendungen*. 7. Aufl. Berlin & Heidelberg: Springer. 2010. ISBN: 3642104614.

EMMELMANN et al. 2011

Emmelmann, C.; Petersen, M.; Goeke, A.; Canisius, M.: Analysis of Laser Ablation of CFRP by Ultra-Short Laser Pulses with Short Wavelength. *Physics Procedia* 11 (2011) o. Nr., S. 565–571. ISSN: 18753892.

FOLKES 2009

Folkes, J.: Waterjet—An innovative tool for manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009) 20, S. 6181–6189. ISSN: 09240136.

FUCHS et al. 2013

Fuchs, A. N.; Schoeberl, M.; Tremmer, J.; Zaeh, M. F.: Laser Cutting of Carbon Fiber Fabrics. *Physics Procedia* 41 (2013) o. Nr., S. 372–380. ISSN: 18753892.

GOEKE & EMMELMANN 2010

Goeke, A.; Emmelmann, C.: Influence of laser cutting parameters on CFRP part quality. *Physics Procedia* 5 (2010) o. Nr., S. 253–258. ISSN: 18753892.

GOEKE 2011

Goeke, A.: *Laserstrahl trennen von Faserverbundkunststoffen*. 1. Aufl. Göttingen: Cuvillier. 2011. ISBN: 978-3-86955-618-5.

GRAF 2009

Graf, T.: *Laser: Grundlagen der Laserstrahlquellen*. 1. Aufl. Studium. Wiesbaden: Vieweg + Teubner. 2009. ISBN: 3834807702.

GRIFFITH 1921

Griffith, A. A.: The phenomena of rupture and flow in solids. *Laser Materials Processing Conference* 221 (1921), S. 163–198.

GRIGULL & SANDNER 1990

Grigull, U.; Sandner, H.: *Wärmeleitung*. 2. Auflage. Wärme- und Stoffübertragung. Berlin & Heidelberg: Springer. 1990. ISBN: 978-3-540-52315-4.

HAFNER & FREITAG 2011

Hafner, M.; Freitag, C.: Der Blick auf die Zukunft. *Laser Technik Journal* 8 (2011) 6, S. 35–39. ISSN: 16137728.

HARADA et al. 2012

Harada, Y.; Kawai, K.; Suzuki, T.; Teramoto, T.: Evaluation of Cutting Process on the Tensile and Fatigue Strength of CFRP Composites. *Materials Science Forum* (2012) 706-709, S. 649–654. ISSN: 1662-9752.

HATWIG 2014

Hatwig, J. S.: *Automatisierte Bahnplanung für Industrieroboter und Scanneroptiken bei der Remote-Laserstrahlbearbeitung*. Bd. 289. Forschungsberichte / IWB. München: Utz. 2014. ISBN: 978-3-8316-4405-6.

Literaturverzeichnis

HERZOG et al. 2008

Herzog, D.; Jaeschke, P.; Meier, O.; Haferkamp, H.: Investigations on the thermal effect caused by laser cutting with respect to static strength of CFRP. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48 (2008) 12-13, S. 1464–1473. ISSN: 08906955.

HERZOG et al. 2015

Herzog, D.; Schmidt-Lehr, M.; Canisius, M.; Oberlander, M.; Tasche, J.-P.; Emmelmann, C.: Laser cutting of carbon fiber reinforced plastic using a 30 kW fiber laser. *Journal of Laser Applications* 27 (2015), S28001. ISSN: 1938-1387.

HERZOG et al. 2016

Herzog, D.; Schmidt-Lehr, M.; Oberlander, M.; Canisius, M.; Radek, M.; Emmelmann, C.: Laser cutting of carbon fibre reinforced plastics of high thickness. *Materials & Design* 92 (2016), S. 742–749. ISSN: 0264-1275.

HOHENSEE 1992

Hohensee, V.: *Umrissbearbeitung faserverstärkter Kunststoffe durch Fräsen und Laserschneiden*. Bd. 251. Berichte aus dem Institut für Fertigungstechnik und Spanende Werkzeugmaschinen, Universität Hannover. Düsseldorf: VDI-Verl. 1992. ISBN: 9783181451021.

HP-TEXTILES 2016

HP-Textiles, Hrsg. (2016): Epoxy-System HP-E3000RI: Technical Data Sheet. Schapen.

HÜGEL & GRAF 2009

Hügel, H.; Graf, T.: *Laser in der Fertigung: Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren*. 2., neu bearb. Wiesbaden: Vieweg + Teubner. 2009. ISBN: 383510005X.

JAESCHKE 2011

Jaeschke, P.: Investigation on interlaminar shear strength properties of disc laser machined consolidated CF-PPS laminates. *Express Polymer Letters* 5 (2011) 3, S. 238–245. ISSN: 1788618X.

JÄGER & HAUKE 2010

Jäger, H.; Hauke, T.: *Carbonfasern und ihre Verbundwerkstoffe: Herstellungsprozesse, Anwendungen und Marktentwicklung*. Bd. 326. Die Bibliothek der Technik. München: Verl. Moderne Industrie. 2010. ISBN: 978-3862360017.

JUNG et al. 2012

Jung, K.-W.; Kawahito, Y.; Katayama, S.: Ultra-high speed disk laser cutting of carbon fiber reinforced plastics. *Journal of Laser Applications* 24 (2012) 1. ISSN: 1938-1387.

JUNG et al. 2013

Jung, K.-W.; Kawahito, Y.; Katayama, S.: Ultra High Speed Laser Cutting of CFRP Using a Scanner Head. *Transactions of JWRI* 42 (2013) 2, S. 9–14.

KIEF et al. 2015

Kief, H. B.; Roschiwal, H. A.; Schwarz, K.: *CNC-Handbuch 2015/2016: CNC, DNC, CAD, CAM, FFS, SPS, RPD, LAN, CNC-Maschinen, CNC-Roboter, Antriebe, Energieeffizienz, Werkzeuge, Industrie 4.0, Fertigungstechnik, Richtlinien, Normen, Simulation, Fachwortverzeichnis*. München: Carl Hanser. 2015. ISBN: 3446440909.

KLEIN 2007

Klein, B.: *Leichtbau-Konstruktion: Berechnungsgrundlagen und Gestaltung ; mit 56 Tabellen und umfangreichen Übungsaufgaben zu allen Kapiteln des Lehrbuchs*. 7., verb. und erw. Aufl. Viewegs Fachbücher der Technik. Wiesbaden: Vieweg. 2007. ISBN: 978-3-8348-0271-2.

KLOTZBACH et al. 2011a

Klotzbach, A.; Vessio, P.; Klotzbach, U.; Hauptmann, J.: Investigations in Remote Cutting of Fiber Composite Materials: Paper 1201. In: *ICALEO Congress proceedings*. Hrsg.: Washio, K. Orlando, FL: Laser Institute of America. 2011. ISBN: 978-0-912035-94-9.

KLOTZBACH et al. 2011b

Klotzbach, A.; Hauser, M.; Beyer, E.: Laser Cutting of Carbon Fiber Reinforced Polymers using Highly Brilliant Laser Beam Sources. *Physics Procedia* 12 (2011) o. Nr., S. 572–577. ISSN: 18753892.

Literaturverzeichnis

KLOTZBACH et al. 2012

Klotzbach, A.; Fuerst, A.; Hauptmann, J.; Beyer, E.: Remote processing of tailored reinforced lightweight structures. In: *ICALEO 2012*. Hrsg.: Washio, K. Bd. no 615, vol 105. LIA pub. Orlando, FL. 2012. ISBN: 978-0-912035-96-3.

KREMER 2007

Kremer, T.: *Analyse und Optimierung von Kerben in Faser-Kunststoff-Verbunden: Methoden zur Analyse und Bewertung von Ausschnitten sowie werkstoff-spezifische Optimierungsverfahren*. Schriftenreihe konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Aachen: Shaker. 2007. ISBN: 3832267212.

KRISMANN 1994

Krismann, U.: *Laser- und Wasserstrahlschneiden endlosfaserverstärkter Thermoplaste*. Bd. 141. Produktionstechnik Berlin. München u.a: Carl Hanser. 1994. ISBN: 3-446-17798-1.

LGA 2011

LGA: Ermittlung und Beurteilung der Gefährdungen durch inhalative Expositionen bei Tätigkeiten mit Gefahrenstoffen. (2011).

LIEBELT 1998

Liebelt, S.: *Analyse und Simulation des Laserstrahlschneidens von Faserverbund-kunststoffen*. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Berlin: PTZ [u.a.] 1998. ISBN: 9783816751908.

LOMOV et al. 2008

Lomov, S. V.; Ivanov, D. S.; Truong, T. C.; Verpoest, I.; Baudry, F.; Vanden Bosche, K.; Xie, H.: Experimental methodology of study of damage initiation and development in textile composites in uniaxial tensile test. *Composites Science and Technology* 68 (2008) 12, S. 2340–2349. ISSN: 02663538.

LÜTKE et al. 2011

Lütke, M.; Bartels, F.; Hauptmann, J.; Wetzig, A.; Beyer, E.: The Energetic Efficiency of Remote Cutting in Comparison to Conventional Fusion Cutting: Paper 102. In: *ICALEO Congress proceedings*. Hrsg.: Washio, K. Orlando, FL: Laser Institute of America. 2011. ISBN: 978-0-912035-94-9.

MARSH 1991

Marsh, H.: A tribute to Philip L. Walker. *Carbon* 29 (1991) 6, S. 703–704.

MITTELSTEDT & BECKER 2004

Mittelstedt, C.; Becker, W.: Interlaminar Stress Concentrations in Layered Structures: Part I - A Selective Literature Survey on the Free-Edge Effect since 1967. *Journal of Composite Materials* 38 (2004) 12, S. 1037–1062. ISSN: 0021-9983.

MORANDEAU et al. 2011

Morandeau, A.; Bohlmark, J.; Leroy, R.; Bonhoure, D.; Chibane, H.; Bouchou, A.: Carbon Fiber Reinforced Plastics Machining: Surfacing Strategy for Reducing Cutting Forces. In: *International Conference of Composite Materials - ICCM - 18*. Jeju & Korea. 2011.

MUCHA et al. 2014

Mucha, P.; Weber, R.; Speker, N.; Berger, P.; Sommer, B.; Graf, T.: Calibrated Heat Flow Model for Determining the Heat Conduction Losses in Laser Cutting of CFRP. *Physics Procedia* 56 (2014) o. Nr. S. 1208–1217. ISSN: 18753892.

MUNZERT 2010

Munzert, U.: *Bahnplanungsalgorithmen für das robotergestützte Remote-Laserstrahlschweißen*. Bd. 234. Forschungsberichte IWB. München: Utz. 2010. ISBN: 978-3-8316-0948-2.

MUSIOL 2015

Musiol, J.: *Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden*. Forschungsberichte IWB. München: Utz. 2015. ISBN: 978-3-8316-4523-7.

NEGARESTANI et al. 2010

Negarestani, R.; Sundar, M.; Sheikh, M. A.; Mativenga, P.; Li, L.; Li, Z. L.; Chu, P. L.; Khin, C. C.; Zheng, H. Y.; Lim, G. C.: Numerical simulation of laser machining of carbon-fibre-reinforced composites. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 224 (2010) 7, S. 1017–1027. ISSN: 0954-4054.

Literaturverzeichnis

NETZSCH-GERÄTEBAU GMBH 2016

Netzsch-Gerätebau GmbH: Analysieren & Prüfen. Hrsg.: Netzsch-Gerätebau GmbH. Selb.

NIINO et al. 2013

Niino, H.; Kawaguchi, Y.; Sato, T.; Narasaki, A.; Kurosaki, R.; Muramatsu, M.; Harada, Y.; Wakabayashi, K.; Nagashima, T.; Kase, Z.; Matsushita, M.; Furukawa, K.; Nishino, M.: Laser cutting of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) by 1kW cw fiber laser irradiation. In: *Laser Applications in Microelectronic and Optoelectronic Manufacturing (LAMOM) XVIII*. Hrsg.: Xu, X.; Hennig, G.; Nakata, Y.; Roth, S. W. Bd. 8607. 2013.

NIINO et al. 2014

Niino, H.; Kawaguchi, Y.; Sato, T.; Narasaki, A.; Kurosaki, R.; Muramatsu, M.; Harada, Y.; Anzai, K.; Aoyama, M.; Matsushita, M.; Furukawa, K.; Nishino, M.; Fujisaki, A.; Miyato, T.; Kayahara, T.: Laser cutting of carbon fiber reinforced thermo-plastics (CFRTP) by single-mode fiber laser irradiation. In: *Laser Applications in Microelectronic and Optoelectronic Manufacturing (LAMOM) XIX*. Hrsg.: Nakata, Y.; Xu, X.; Roth, S.; Neuenschwander, B. Bd. 8967. 2014.

NIINO et al. 2015

Niino, H.; Harada, Y.; Anzai, K.; Aoyama, M.; Matsushita, M.; Furukawa, K.; Nishino, M.; Fujisaki, A.; Miyato, T.; Kayahara, T.: 2D/3D laser cutting of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) by fiber laser irradiation. In: *Laser 3D Manufacturing II*. Hrsg.: Helvajian, H.; Piqué, A.; Wegener, M.; Gu, B. Bd. 9353. SPIE Proceedings. SPIE. 2015, S. 935303.

NUISMER & WHITNEY 1975

Nuismer, R. J.; Whitney, J. M.: Uniaxial Failure of Composite Laminates Containing Stress Concentrations. In: *Fracture Mechanics of Composites*. Hrsg.: Sendekyj, G. P. ASTM International. 1975, S. 117–142. ISBN: 978-0-8031-0366-5.

OEFEL 2013

Oefele, F.: *Remote-Laserstrahlschweißen mit brillanten Laserstrahlquellen*. Bd. 267. Forschungsberichte IWB. München: Utz. 2013. ISBN: 3831642249.

PAN & HOCHENG 1998

Pan, C. T.; Hocheng, H.: Prediction of Laser-Induced Thermal Damage of Fiber Mat and Fiber MatUD Reinforced Polymers. *Journal of Materials Engineering and Performance* 7 (1998) 6, S. 751–756. ISSN: 10599495.

PAN & HOCHENG 2001

Pan, C. T.; Hocheng, H.: Evaluation of anisotropic thermal conductivity for unidirectional FRP in laser machining. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 32 (2001) 11, S. 1657–1667. ISSN: 1359835X.

POLIFKE & KOPITZ 2009

Polifke, W.; Kopitz, J.: *Wärmeübertragung: Grundlagen, analytische und numerische Methoden*. 2. aktual. Aufl. München u.a.: Pearson Studium. 2009. ISBN: 978-3-8273-7349-6.

POPRawe 2005

Poprawe, R.: *Lasertechnik für die Fertigung: Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur*. VDI-Buch. Berlin: Springer. 2005. ISBN: 9781280621628.

PUCK 1996

Puck, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. München & Wien: Hanser. 1996. ISBN: 3446181946.

RAHMAN et al. 1999

Rahman, M.; Ramakrishna, S.; Prakash, J.; Tan, D.: Machinability study of carbon fiber reinforced composite. *Journal of Materials Processing Technology* 89-90 (1999) o. Nr., S. 292–297. ISSN: 09240136.

ROSE 1981

Rose, P. G.: Hochfeste C-Fasern auf PAN-Basis, Einsatzformen und Eigenschaften im CFK-Verbund. In: *Verarbeiten und Anwenden kohlenstofffaserverstärkter*. Hrsg.: VDI-Verlag. Düsseldorf. 1981.

SAAD et al. 1993

Saad, K. N.; Roussel, P. A.; Tiby, C.; Little, A. D.: *Management der F & E-Strategie*. 2. Auflage. Wiesbaden: Gabler. 1993. ISBN: 978-3-322-82881-1.

Literaturverzeichnis

SCHEFFLER 1997

Scheffler, E.: *Statistische Versuchsplanung und -auswertung: Eine Einführung für Praktiker*. 3. Stuttgart: Dt. Verl. für Grundstoffindustrie. 1997. ISBN: 9783342003663.

SCHINDLER 2015

Schindler, S.: *Strategische Planung von Technologieketten für die Produktion*. Bd. 294. Forschungsberichte IWB. München: Utz. 2015. ISBN: 978-3-8316-4434-6.

SCHULZ 2003

Schulz, W.: *Die Dynamik des thermischen Abtrags mit Grenzschichtcharakter*. Beiträge aus der Lasertechnik. Aachen: Shaker. 2003. ISBN: 978-3-8322-2054-9.

SCHÜRMANN 2005

Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2. Aufl. VDI. Berlin, Heidelberg, New York & NY: Springer. 2005. ISBN: 978-3540721895.

SHANMUGAM et al. 2002

Shanmugam, D. K.; Chen, F. L.; Siores, E.; Brandt, M.: Comparative study of jetting machining technologies over laser machining technology for cutting composite materials. *Composite Structures* 57 (2002) Issues 1-4, S. 289–296. ISSN: 02638223.

SHANMUGAM et al. 2008

Shanmugam, D. K.; Nguyen, T.; Wang, J.: A study of delamination on graphite/epoxy composites in abrasive waterjet machining. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 39 (2008) 6, S. 923–929. ISSN: 1359835X.

SHENG & CHRYSSOLOURIS 1995

Sheng, P.; Chryssolouris, G.: Theoretical Model of Laser Grooving for Composite Materials. *Journal of Composite Materials* 29 (1995) 1, S. 96–112. ISSN: 0021-9983.

SHYHA 2013

Shyha, I.: An Investigation into CO₂ Laser Trimming of CFRP and GFRP Composites. *Procedia Engineering* 63 (2013) o. Nr., S. 931–937. ISSN: 18777058.

SIEBERTZ et al. 2010

Siebertz, K.; van Bebber, D.; Hochkirchen, T.: *Statistische Versuchsplanung*. Berlin & Heidelberg: Springer. 2010. ISBN: 978-3-642-05492-1.

SOMMERLATTE & DESCHAMPS 1986

Sommerlatte, T.; Deschamps, J.-P.: Der strategische Einsatz von Technologien. In: *Management im Zeitalter der Strategischen Führung*. Hrsg.: Little International. Wiesbaden: Gabler Verlag. 1986, S. 37–76. ISBN: 978-3-322-85888-7.

SORRENTINO & TURCHETTA 2011

Sorrentino, L.; Turchetta, S.: Milling of Carbon Fiber-Reinforced Plastics: Analysis of Cutting Forces and Surface Roughness. In: *International Conference of Composite Materials - ICCM - 18*. Jeju & Korea. 2011.

STOCK 2011

Stock, J.: Energieeffizienter Leichtbau: Trennen und Fügen von CFK-Bauteilen: BMBF Verbundprojekt ELite, Förderkennzeichen 02PJ2090-2095. URL: http://www.iwb.tum.de/Forschung/Themengruppen/F%C3%83%C2%BCge_+und+Trenntechnik/Fuegen+und+Trennen+von+CFK/ELite.html (besucht am 20.07.2016).

STOCK et al. 2012

Stock, J. W.; Zaeh, M. F.; Conrad, M.: Remote Laser Cutting of CFRP: Improvements in the Cut Surface. *Laser Assisted Net shape Engineering 7 (LANE 2012)* 39 (2012) o. Nr., S. 161–170. ISSN: 1875-3892.

STOCK et al. 2014

Stock, J. W.; Zaeh, M. F.; Spaeth, J. P.: Remote laser cutting of CFRP: influence of the edge quality on fatigue strength. In: *High-Power Laser Materials Processing: Lasers, Beam Delivery, Diagnostics, and Applications III*. Hrsg.: Dorsch, F. SPIE. 2014, 89630T.

Literaturverzeichnis

STOCK et al. 2016

Stock, J. W.; Kerschreiter, J.; Zaeh, M. F.: Modelling the Stress Concentration in CFRP at Notches with a Thermally Influenced Cut Edge. In: *WGP Congress 2016*. Hrsg.: Wulfsberg, J. P.; Fette, M.; Montag, T. Bd. 1140. Advanced Materials Research. Pfaffikon, Schweiz: Trans Tech Publications. 2016. ISBN: 978-3-03835-642-4.

STUTE et al. 2014

Stute, U.; Bluemel, S.; Jaeschke, P.; Suttmann, O.: Nanosecond Pulse Laser Processing of CFRP. In: *Stuttgarter Laser Technology Forum 2014*. Hrsg.: Graf, T.; Weber, R.; Abdou-Ahmed, M. 2014, S. 35.

TALREJA 1987

Talreja, R.: *Fatigue of composite materials*. Lancaster: Technomic Pub. Co. 1987. ISBN: 0877625166.

TETI 2002

Teti, R.: Machining of Composite Materials. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 51 (2002) 2, S. 611–634. ISSN: 00078506.

TORAYCA 2016

Torayca: T300 Data Sheet: Technical Data Sheet No. CFA-001. Hrsg.: Torayca. Santa Ana, CA. 2016.

TREMPLER 2001

Trempler, J.: Materialmikroskopie unter besonderer Berücksichtigung der Kunststoffe: Teil I: Präparation von Kunststoffen für die Lichtmikroskopie. *Praktische Metallographie* 38 (2001) 5, S. 231–269.

TRGS 402:2010-01

TRGS 402:2010-01: Ermitteln und Beurteilen der Gefährdungen bei Tätigkeiten mit Gefahrstoffen: Inhalative Exposition. BAuA Ausschuss für Gefahrstoffe.

TRGS 519:2014-01

TRGS 519:2014-01: Asbest Abbruch-, Sanierungs- oder Instandhaltungsarbeiten. Aua Ausschuss für Gefahrstoffe.

TRGS 900:2006-01

TRGS 900:2006-01: Arbeitsplatzgrenzwerte. BAuA Ausschuss für Gefahrstoffe.

TRGS 905:2002-01

TRGS 905:2002-01: Anorganische Faserstäube (außer Asbest). BAuA Ausschuss für Gefahrstoffe.

WALTER et al. 2014

Walter, J.; Hustedt, M.; Staehr, R.; Kaierle, S.; Jaeschke, P.; Suttmann, O.; Overmeyer, L.: Laser Cutting of Carbon Fiber Reinforced Plastics – Investigation of Hazardous Process Emissions. *Physics Procedia* 56 (2014) o. Nr., S. 1153–1164. ISSN: 18753892.

WEBER et al. 2011a

Weber, R.; Hafner, M.; Michalowski, A.; Graf, T.: Minimum Damage in CFRP Laser Processing. *Physics Procedia* 12 (2011) o. Nr., S. 302–307. ISSN: 18753892.

WEBER et al. 2012

Weber, R.; Hafner, M.; Freitag, C.; Onuseit, V.; Feuer, A.; Graf, T.: Laser Processing of CFRP. In: *Stuttgarter Laser Technology Forum '12*. Hrsg.: Graf, T.; Weber, R. 2012, S. 67.

WEBER et al. 2011b

Weber, R.; Hafner, M.; Michalowski, A.; Mucha, P.; Graf, T.: Analysis of Thermal damage in Laser Processing of CFRP. In: *ICALEO Congress proceedings*. Hrsg.: Washio, K. Orlando, FL: Laser Institute of America. 2011. ISBN: 978-0-912035-94-9.

ZIERMANN et al. 2012

Ziermann, S.; Speker, N.; Havrilla, D.; Koerber, C.: Latest Results in Laser Cutting of Carbon Fiber Reinforced Plastics. In: *ICALEO 2012*. Hrsg.: Washio, K. Bd. no 615, vol 105. LIA pub. Orlando, FL. 2012. ISBN: 978-0-912035-96-3.

Studienarbeitsverzeichnis

Im Rahmen dieser Arbeit entstanden unter wesentlicher wissenschaftlicher, fachlicher und inhaltlicher Anleitung des Autors folgende Studienarbeiten. Die erzielten Ergebnisse sind teilweise in das vorliegende Dokument eingeflossen. Der Autor dankt den Studierenden für das hohe Engagement und die gewissenhafte Arbeit.

Name	Studienarbeit	Zeitraum
Markus Conrad	Prozessanalyse des Remote-Laserstrahl-Abtragsschneidens von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff	12/2011 –06/2012
Robin Kleinwort	Untersuchungen zum Remote-Laserstrahl-Abtragsschneiden von Kohlenstofffasergelegen	11/2012 –04/2012
Justinian Späth	Laserstrahl trennen von CFK mit unterschiedlich geschwärzter Matrix	09/2012 –02/2013
Alexander Schurig	Arbeitsraumerweiterung für das Remote-Laserstrahl trennen großer CFK-Bauteile	10/2013 –03/2014
Dominik Büren	Lasergestützter Konturbeschnitt von CFK-Bauteilen: Einfluss der effektiven Schnittgeschwindigkeit auf die dynamische Festigkeit	03/2014 –09/2014
Wolfgang Wölki	Simulationsgestützte Ermittlung des Wärmeeintrags in Bauteile aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff beim Laserstrahl trennen	07/2015 –12/2015
Johanna Kerschreiter	Modell des Spannungszustandes in kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff an Kerben mit thermisch beeinflussten Schnittkanten	09/2015 –02/2016

Anhang

A.1 Angaben zur Thermogravimetrie und zur Massenspektrographie

Tabelle A.1: Parameter der TGA- sowie der GC-MS-Messung

<i>TGA-Parameter</i>	
Bezeichnung	Wert
Messgerätetyp	Netzsch TG 209 F1 Libra
Temperaturbereich	20–1000 °C
Heizrate	10 K/min
Athmosphäre	60 ml He + 5 ml O ₂
Durchflussrate	65 ml/min
Probenwerkstoff	Prepreg-CFK (MD)
Probenmasse	2,96 mg

<i>Parameter der GC-MS-Kühlfallenmessung</i>	
Bezeichnung	Wert
Prüfgasentnahme während TGA	ein Mal pro min
Kühlfallentemperatur	–50 °C
Trennsäulentyp	Agilent HP-5ms (Ø 0,25 µm)
Säulentemperatur während GC-MS	45–300 °C
Heizrate	10 K/min
Mischungsverhältnis mit Spülgas He	1:10
Säulendurchfluss	2 ml/min

Anhang

Tabelle A.2: [Liste der mittels GC-MS nachgewiesenen Stoffe mit einer Treffergüte¹ größer 50, geordnet anhand der zeitlichen Reihenfolge der Detektion, der Retentionszeit t_R]

t_R [t_R] = min	Chemische Bezeichnung	Treffergüte
61,053	Wasser	-
61,388	Essigsäure	58
62,820	2-Methylpyridin	91
63,500	3-Methylpyridin	86
64,454	1,4-Benzochinon	91
65,566	Phenol	95
65,617	Phenol	95
65,757	Benzofuran	83
	2H-1-Benzopyran-2-on	78
	Benzofuran	74
66,268	o-Cymol	80
	1,2-Dimethyl-4-ethylbenzol	80
66,740	2-Methylphenol	97
67,037	4-Methylphenol	81
67,537	2,6-Dimethylphenol	80
	2,3-Dimethylphenol	72
67,599	2-Methylbenzofuran	95
	3-Phenyl-2-propin-1-ol	80
67,992	2-Ethylphenol	95
	3-Ethylphenol	91
68,407	4-Ethylphenol	91
	2-Ethylphenol	91
68,778	2-Allylphenol	86
69,216	2-Propylphenol	80
	4-Propylphenol	64
69,289	4-(1-Methylethyl)Phenol	95

¹ Maßzahl mit Höchstwert 100 für die Übereinstimmung des gemessenen Spektrums mit dem eines eindeutig identifizierten, in der Datenbank hinterlegten Stoffes

A.1 Angaben zur Thermogravimetrie und zur Massenspektrographie

Tabelle A.2: (Fortsetzung)

t_R $[t_R] = \min$	Chemische Bezeichnung	Treffergüte
	3-(1-Methylethyl)Phenol	94
69,834	1,6,8-Trimethyl-1,2,3,4-tetrahydronaphtalin	58
	3,4,7-Trimethyl-1-indanon	53
70,272	4-Methyl-2-(2-pentyn-4-yl)-4methyl	83
	Thymol	64
70,356	p-Isopropenylphenol	93
	1,2,3,4-Tetramethylfulven	87
	1,2,3,5-Tetramethylbenzol	83
70,642	m-Diisopropenylbenzol	53
71,322	2-Methyl-3-phenylpropanal	53
	2-(1-Cyclohexen-1-yl)furan	53
71,372	3,4,7-Trimethyl-1-indanon	93
	4-Methyl-2-(2-pentyn-4-yl)-phenol	80
	1,6,8-Trimethyl-1,2,3,4-tetrahydronaphtalin	80
72,153	4'-Hydroxyacetophenon	93
	1-(2-Hydroxyphenyl)ethanon	93
72,215	2H-1-Benzopyran-2-on	64

A.2 Angaben zu den Kurvenanpassungen

Sigmoidfunktion:

$$y(x) = c_2 + \frac{c_1 - c_2}{1 + \exp\left(\frac{x - c_3}{c_4}\right)} \quad (\text{A.1})$$

Ableitung der Sigmoidfunktion:

$$y'(x) = \frac{(c_2 - c_1) \cdot \exp\left(\frac{c_3 + x}{c_4}\right)}{c_4 \left[\exp\left(\frac{c_3}{c_4}\right) + \exp\left(\frac{x}{c_4}\right) \right]^2} \quad (\text{A.2})$$

Exponenzialfunktion:

$$y = c_1 \cdot \exp\left(\frac{-x}{c_2}\right) + c_3 \quad (\text{A.3})$$

Tabelle A.3: Anpassung der Sigmoidfunktion (Gleichung A.1) an die Messwerte der Schnitttiefe t in V_I (vgl. Abbildung 7.2, S. 106)

Parameter	Wert	Standardfehler
R_{adj}^2	0,990 24	
c_1	-12 079,710 72	29 737,669 37
c_2	2125,427 87	37,836 84
c_3	-16,457 49	26,636 07
c_4	9,296 66	2,337 44

A.2 Angaben zu den Kurvenanpassungen

Tabelle A.4: Anpassung der Sigmoidfunktion (Gleichung A.1) an die Messwerte der Schnitttiefe t in V_{II} (vgl. Abbildung 7.3, S. 108)

Parameter	Wert	Standardfehler
R^2_{adj}	0,998 16	
c_1	-404,957 43	92,643 34
c_2	2256,3187	9,747 85
c_3	3,624 79	0,191 29
c_4	9,296 66	0,1109

Tabelle A.5: Anpassung der Exponentialfunktion (Gleichung A.3) an die Messwerte des Elastizitätsmoduls E in Abbildung 8.2 (S. 132)

Parameter	Wert	Standardfehler
R^2_{adj}	0,886 17	
c_1	56,049 48	0,714 41
c_2	-0,218 03	0,187 39
c_3	-123,089 48	25,648 49

Tabelle A.6: Anpassung der Sigmoidfunktion (Gleichung A.1) an die Messwerte der Dehngrenze R_p in Abbildung 8.2 (S. 132)

Parameter	Wert	Standardfehler
R^2_{adj}	0,8151	
c_1	418,867 34	13,478 43
c_2	165,597 99	25,722 73
c_3	384,152 39	13,3767
c_4	12,318 54	8,624 95

Tabelle A.7: Anpassung der Sigmoidfunktion (Gleichung A.1) an die Messwerte der Zugfestigkeit R_m in Abbildung 8.2 (S. 132)

Parameter	Wert	Standardfehler
R_{adj}^2	0,975 56	
c_1	608,588 01	7,209 31
c_2	194,406 34	17,169 51
c_3	385,1557	4,832 79
c_4	24,151 35	4,033 21

A.3 Angaben zum Regressionsmodell der Wärmeeinflusszone

Tabelle A.8: Versuchsplan V_{IV} und Messwerte der Zielgröße b_{WEZ}

Parameter: Einheit:	P_L W	E_S J mm	t_k ms	n –	v_S mm s	$E_{S,ges}$ J mm	b_{WEZ} μm
1	2000	1,65	1050	10	1212	16,5	172
2	1000	3	2000	5	333	15	298
3	1500	3	600	5	500	15	287
4	2500	0,5	1525	30	5000	15	80
5	1000	1,65	465	10	606	16,5	316
6	2500	0,5	600	30	5000	15	93
7	1500	0,5	2000	30	3000	15	84
8	1000	0,5	1050	30	2000	15	102
9	1000	0,3	2000	50	3333	15	70
10	1000	3	600	5	333	15	307
11	2000	2,325	1050	7	860	16,275	171
12	2000	0,5	465	30	4000	15	103
13	3000	0,3	2000	50	10000	15	53
14	1000	0,3	100	50	3333	15	358
15	3000	1,65	1525	10	1818	16,5	111

A.3 Angaben zum Regressionsmodell der Wärmeeinflusszone

Tabelle A.8: (Fortsetzung)

Parameter: Einheit:	P_L W	E_S $\frac{\text{J}}{\text{mm}}$	t_k ms	n –	v_S $\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	$E_{S,ges}$ $\frac{\text{J}}{\text{mm}}$	b_{WEZ} μm
16	1500	0,3	1050	50	5000	15	66
17	2000	0,3	1525	50	6667	15	65
18	3000	3	2000	5	1000	15	152
19	3000	0,3	600	50	10000	15	66
20	2500	2,325	2000	7	1075	16,275	150
21	3000	3	600	5	1000	15	183
22	3000	0,5	100	30	6000	15	156
23	2000	1,65	1050	10	1212	16,5	167
24	2000	1,65	1050	10	1212	16,5	149

Tabelle A.9: Modellparameter für das vereinfachte kubische Beschreibungsmodell der Versuchsreihe V_{IV}

Koeffizient	Wert	p
c_0	144,7491	
c_1	-60,8909	0
c_2	78,1379	0
c_3	-5,179 42	0,844
c_{12}	-17,0788	0,0628
c_{13}	29,415 07	0,008 03
c_{33}	91,327 28	0
c_{333}	-89,7469	0,0105

Anhang

Tabelle A.10: ANOVA-Tabelle für das vereinfachte kubische Beschreibungsmodell der Versuchsreihe V_{IV} unter Angabe der Quadratsumme (QS), der Anzahl an Freiheitsgraden (FG), der mittleren Quadratsumme (MS), der Prüfgröße (PG) und des p -Werts (p) für die unterschiedlichen Streuungsursachen

Streuungsursache	QS	FG	MS	PG	p
Gesamtstreuung	192 645	23	8375,9		
Regression	445 660	7	63 665	5,02	0,003
Residue	202 950	16	12 684		
reiner Fehler	293,09	2	146,54		
Modellabweichung	202 660	14	14 476	98,8	0,01
Kennzahl		Symbol	Wert		
Standardabweichung		RMS	112,63		
relative Standardabweichung		RMS/Y_m	0,72		
Bestimmtheitsmaß		R^2	0,942		
adjustiertes Bestimmtheitsmaß		R^2_{adj}	0,916		
Vorhersagemaß		Q^2_{stat}	0,727		
Wiederholbarkeit		W^2_{stat}	0,983		
Freiheitsgrade		FG	16 (14)		

A.4 Angaben zur dynamischen Festigkeitsprüfung

Tabelle A.11: Parameter des als Referenz gewählten Trennverfahrens AWS unter Verwendung einer Anlage des Typs OMAX 5555 JetMachining Center des Herstellers Innomax AG

Parameter	Einheit	Wert
<i>Allgemeine Einstellungen</i>		
Werkstoffvorgabe	-	CFK Laminat 02
Dickenvorgabe	mm	2,00
Werkzeugverschiebung	mm	0,380
Druckvorgabe beim Einstechen	-	Hochdruck (Intelli-PIERCE)
Druckvorgabe beim Schneiden	-	Hochdruck
<i>Strahlparameter</i>		
Einstellung Hochdruck	MPa	360
Einstellung Niederdruck	MPa	140
Durchmesser Mischrohr	mm	0,76
Durchmesser Wasserdüse	mm	0,356
Abrasiver Durchfluss	kg/min	0,370
Abrasiv-Index	-	1,00
<i>Vorschubgeschwindigkeiten</i>		
Optimale dyn. Einstechgeschw.	mm/min	4572,00
Optimale Einstechlänge	mm	1,756
Zeit für opt. danamischen Einstich	s	0,02
Verweilzeit im stationären Modus	s	0,10
Mittlerer Gesamtvorschub	mm/min	2339,28
Höchster Bearbeitungsvorschub	mm/min	2564,04
Niedrigster Bearbeitungsvorschub	mm/min	43,18
Mittlerer Bearbeitungsvorschub	mm/min	2342,88

Anhang

Tabelle A.12: Messwerte der durchschnittlichen Breite der Wärmeeinflusszone für unterschiedliche Prozesseinstellungen

Parameter	Einheit	Wert			
Prozesseinstellung		N1	T100	T200	T300
Stichprobenumfang	–	12	11	11	12
$\max(b_{WEZ})$	µm	1132	213	154	86
$\min(b_{WEZ})$	µm	380	72	69	59
Mittelwert \bar{b}_{WEZ}	µm	605	117	92	74
Standardabweichung σ_{WEZ}	µm	198	43	23	7

Tabelle A.13: Quasistatische Festigkeitsuntersuchung von OHT-Zugproben zur Festlegung des Lastniveaus für die dynamische Zugprüfung

Parameter:	Prozess	σ_{stat}	E
Einheit:	–	MPa	GPa
1	AWS	404,95	51,670
2	AWS	384,28	54,841
3	T300	432,51	53,845
4	T300	476,95	57,692
5	T200	434,29	55,630
6	T200	480,43	58,902
7	T100	497,87	59,973
8	T100	441,24	55,639
9	T300	483,56	54,823
10	T200	436,80	53,441
11	T100	458,22	56,593

A.5 Angaben zur thermischen Simulation

Tabelle A.14: Materialkennwerte für die Simulation nach TORAYCA (2016)^a und HP-TEXTILES (2016)^b bzw. aus Messungen/Berechnungen^c

Parameter	Symbol	Einheit	Wert
<i>Eigenschaften der CF</i>			
Filamentdurchmesser	d_F	µm	7 ^a
Dichte	ρ_F	kg/m ³	1760 ^a
Wärmeleitfähigkeit	$\kappa_{\parallel,F}$	W/mK	10,46 ^a
spez. Wärmekapazität	$c_{p,F}$	J/kgK	795,49 ^a
Zersetzungstemperatur	$T_{z,F}$	K	1152.15 ^c
<i>Eigenschaften der Matrix</i>			
Dichte	ρ_M	kg/m ³	1100 ^b
spez. Wärmekapazität	$c_{p,M}$	J/kgK	1884 ^b
Wärmeleitfähigkeit	κ_M	W/mK	0,52 ^b
Zersetzungstemperatur	$T_{z,M}$	K	682.15 ^c
<i>Eigenschaften des Verbundwerkstoffs</i>			
Faservolumengehalt	φ_F	–	0,6 ^c
Kantenlänge der Elementarzelle	a	µm	8,009 ^c
Dichte	ρ	kg/m ³	1496 ^c
Wärmeleitfähigkeit in Faserrichtung	κ_{\parallel}	W/mK	6,48 ^c
Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faser	κ_{\perp}	W/mK	1,85 ^c
spez. Wärmekapazität	c_p	J/kgK	1230,895 ^c

Anhang

Tabelle A.15: Angaben zum Simulationsrechner und zur verwendeten Software

Merkmal	Beschreibung
Rechnerotyp	Dell Precision T7910
Prozessor	Intel Xeon E5-2660 v3, dual (10 Kerne, 2,6 GHz, 25 MB, 105 W)
Arbeitsspeicher	128 GB 2133 MHz DDR4 ECC RDIMM
HDD1	SATA-SSD-Festplatte, 2,5 Zoll, 512 GB
HDD2	SATA-Festplattenlaufwerk, 3,5 Zoll, 2 TB (7200 1/min)
Betriebssystem	Windows Server 2012R2 (64 Bit)
Simulationssoftware	COMSOL Multiphysics 5.1 mit Matlab R2015b

Seminarberichte IWB

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart und Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh,
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Seminarberichte IWB sind erhältlich im Buchhandel oder beim
Herbert Utz Verlag, München, Fax 089-277791-01, info@utzverlag.de, www.utzverlag.de

- 1 Innovative Montagesysteme - Anlagengestaltung, -bewertung und -überwachung
115 Seiten · ISBN 3-931327-01-9
- 2 Integriertes Produktmodell - Von der Idee zum fertigen Produkt
82 Seiten · ISBN 3-931327-02-7
- 3 Konstruktion von Werkzeugmaschinen - Berechnung, Simulation und Optimierung
110 Seiten · ISBN 3-931327-03-5
- 4 Simulation - Einsatzmöglichkeiten und Erfahrungsberichte
134 Seiten · ISBN 3-931327-04-3
- 5 Optimierung der Kooperation in der Produktentwicklung
95 Seiten · ISBN 3-931327-05-1
- 6 Materialbearbeitung mit Laser - von der Planung zur Anwendung
86 Seiten · ISBN 3-931327-76-0
- 7 Dynamisches Verhalten von Werkzeugmaschinen
80 Seiten · ISBN 3-931327-77-9
- 8 Qualitätsmanagement - der Weg ist das Ziel
130 Seiten · ISBN 3-931327-78-7
- 9 Installationstechnik an Werkzeugmaschinen - Analysen und Konzepte
120 Seiten · ISBN 3-931327-79-5
- 10 3D-Simulation - Schneller, sicherer und kostengünstiger zum Ziel
90 Seiten · ISBN 3-931327-10-8
- 11 Unternehmensorganisation - Schlüssel für eine effiziente Produktion
110 Seiten · ISBN 3-931327-11-6
- 12 Autonome Produktionsysteme
100 Seiten · ISBN 3-931327-12-4
- 13 Planung von Montageanlagen
130 Seiten · ISBN 3-931327-13-2
- 14 Nicht erschienen - wird nicht erscheinen
- 15 Flexible fluide Kleb/Dichtstoffe - Dosierung und Prozeßgestaltung
80 Seiten · ISBN 3-931327-15-9
- 16 Time to Market - Von der Idee zum Produktionsstart
80 Seiten · ISBN 3-931327-16-7
- 17 Industrieramik in Forschung und Praxis - Probleme, Analysen und Lösungen
80 Seiten · ISBN 3-931327-17-5
- 18 Das Unternehmen im Internet - Chancen für produzierende Unternehmen
165 Seiten · ISBN 3-931327-18-3
- 19 Leittechnik und Informationslogistik - mehr Transparenz in der Fertigung
85 Seiten · ISBN 3-931327-19-1
- 20 Dezentrale Steuerungen in Produktionsanlagen – Plug & Play – Vereinfachung von Entwicklung und Inbetriebnahme
105 Seiten · ISBN 3-931327-20-5
- 21 Rapid Prototyping - Rapid Tooling - Schnell zu funktionalen Prototypen
95 Seiten · ISBN 3-931327-21-3
- 22 Mikrotechnik für die Produktion - Greifbare Produkte und Anwendungspotentiale
95 Seiten · ISBN 3-931327-22-1
- 24 EDM Engineering Data Management
195 Seiten · ISBN 3-931327-24-8
- 25 Rationelle Nutzung der Simulationstechnik - Entwicklungstrends und Praxisbeispiele
152 Seiten · ISBN 3-931327-25-6
- 26 Alternative Dichtungssysteme - Konzepte zur Dichtungsmontage und zum Dichtmittelauftrag
110 Seiten · ISBN 3-931327-26-4
- 27 Rapid Prototyping - Mit neuen Technologien schnell vom Entwurf zum Serienprodukt
111 Seiten · ISBN 3-931327-27-2
- 28 Rapid Tooling - Mit neuen Technologien schnell vom Entwurf zum Serienprodukt
154 Seiten · ISBN 3-931327-28-0
- 29 Installationstechnik an Werkzeugmaschinen - Abschlußseminar
156 Seiten · ISBN 3-931327-29-9
- 30 Nicht erschienen - wird nicht erscheinen
- 31 Engineering Data Management (EDM) - Erfahrungsberichte und Trends
183 Seiten · ISBN 3-931327-31-0
- 32 Nicht erschienen - wird nicht erscheinen
- 33 3D-CAD - Mehr als nur eine dritte Dimension
181 Seiten · ISBN 3-931327-33-7
- 34 Laser in der Produktion - Technologische Randbedingungen für den wirtschaftlichen Einsatz
102 Seiten · ISBN 3-931327-34-5
- 35 Ablaufsimulation - Anlagen effizient und sicher planen und betreiben
129 Seiten · ISBN 3-931327-35-3
- 36 Moderne Methoden zur Montageplanung - Schlüssel für eine effiziente Produktion
124 Seiten · ISBN 3-931327-36-1
- 37 Wettbewerbsfaktor Verfügbarkeit - Produktivitätsteigerung durch technische und organisatorische Ansätze
95 Seiten · ISBN 3-931327-37-X
- 38 Rapid Prototyping - Effizienter Einsatz von Modellen in der Produktentwicklung
128 Seiten · ISBN 3-931327-38-8
- 39 Rapid Tooling - Neue Strategien für den Werkzeug- und Formenbau
130 Seiten · ISBN 3-931327-39-6
- 40 Erfolgreich kooperieren in der produzierenden Industrie - Flexibler und schneller mit modernen Kooperationen
160 Seiten · ISBN 3-931327-40-X
- 41 Innovative Entwicklung von Produktionsmaschinen
146 Seiten · ISBN 3-89675-041-0
- 42 Stückzahlflexible Montagesysteme
139 Seiten · ISBN 3-89675-042-9
- 43 Produktivität und Verfügbarkeit ...durch Kooperation steigern
120 Seiten · ISBN 3-89675-043-7
- 44 Automatisierte Mikromontage - Handhaben und Positionieren von Mikrobauteilen
125 Seiten · ISBN 3-89675-044-5
- 45 Produzieren in Netzwerken - Lösungsansätze, Methoden, Praxisbeispiele
173 Seiten · ISBN 3-89675-045-3
- 46 Virtuelle Produktion - Ablaufsimulation
108 Seiten · ISBN 3-89675-046-1

47 **Virtuelle Produktion - Prozeß- und Produktsimulation**
131 Seiten - ISBN 3-89675-047-X

48 **Sicherheitstechnik an Werkzeugmaschinen**
106 Seiten - ISBN 3-89675-048-8

49 **Rapid Prototyping - Methoden für die reaktionsfähige Produktentwicklung**
150 Seiten - ISBN 3-89675-049-6

50 **Rapid Manufacturing - Methoden für die reaktionsfähige Produktion**
121 Seiten - ISBN 3-89675-050-X

51 **Flexibles Kleben und Dichten - Produkt- & Prozeßgestaltung, Mischverbindungen, Qualitätskontrolle**
137 Seiten - ISBN 3-89675-051-8

52 **Rapid Manufacturing - Schnelle Herstellung von Klein- und Prototypenserenien**
124 Seiten - ISBN 3-89675-052-6

53 **Mischverbindungen - Werkstoffauswahl, Verfahrensauswahl, Umsetzung**
107 Seiten - ISBN 3-89675-054-2

54 **Virtuelle Produktion - Integrierte Prozess- und Produktsimulation**
133 Seiten - ISBN 3-89675-054-2

55 **e-Business in der Produktion - Organisationskonzepte, IT-Lösungen, Praxisbeispiele**
150 Seiten - ISBN 3-89675-055-0

56 **Virtuelle Produktion - Ablaufsimulation als planungsbegleitendes Werkzeug**
150 Seiten - ISBN 3-89675-056-9

57 **Virtuelle Produktion - Datenintegration und Benutzerschnittstellen**
150 Seiten - ISBN 3-89675-057-7

58 **Rapid Manufacturing - Schnelle Herstellung qualitativ hochwertiger Bauteile oder Kleinserien**
169 Seiten - ISBN 3-89675-058-7

59 **Automatisierte Mikromontage - Werkzeuge und Fügetechnologien für die Mikrosystemtechnik**
114 Seiten - ISBN 3-89675-059-3

60 **Mechatronische Produktionsysteme - Genauigkeit gezielt entwickeln**
131 Seiten - ISBN 3-89675-060-7

61 **Nicht erscheinen - wird nicht erscheinen**

62 **Rapid Technologien - Anspruch - Realität - Technologien**
100 Seiten - ISBN 3-89675-062-3

63 **Fabrikplanung 2002 - Visionen - Umsetzung - Werkzeuge**
124 Seiten - ISBN 3-89675-063-1

64 **Mischverbindungen - Einsatz und Innovationspotenzial**
143 Seiten - ISBN 3-89675-064-X

65 **Fabrikplanung 2003 - Basis für Wachstum - Erfahrungen Werkzeuge Visionen**
136 Seiten - ISBN 3-89675-065-8

66 **Mit Rapid Technologien zum Aufschwung - Neue Rapid Technologien und Verfahren, Neue Qualitäten, Neue Möglichkeiten, Neue Anwendungsfelder**
185 Seiten - ISBN 3-89675-066-6

67 **Mechatronische Produktionsysteme - Die Virtuelle Werkzeugmaschine: Mechatronisches Entwicklungsvergehen, Integrierte Modellbildung, Applikationsfelder**
148 Seiten - ISBN 3-89675-067-4

68 **Virtuelle Produktion - Nutzenpotenziale im Lebenszyklus der Fabrik**
139 Seiten - ISBN 3-89675-068-2

69 **Kooperationsmanagement in der Produktion - Visionen und Methoden zur Kooperation - Geschäftsmodelle und Rechtsformen für die Kooperation - Kooperation entlang der Wertschöpfungskette**
134 Seiten - ISBN 3-89675-069-0

70 **Mechatronik - Strukturodynamik von Werkzeugmaschinen**
161 Seiten - ISBN 3-89675-070-4

71 **Klebtechnik - Zerstörungsfreie Qualitätssicherung beim flexibel automatisierten Kleben und Dichten**
ISBN 3-89675-071-2 - vergriffen

72 **Fabrikplanung 2004 Erfolgsfaktor im Wettbewerb - Erfahrungen - Werkzeuge - Visionen**
ISBN 3-89675-072-0 - vergriffen

73 **Rapid Manufacturing Vom Prototyp zur Produktion - Erwartungen - Erfahrungen - Entwicklungen**
179 Seiten - ISBN 3-89675-073-9

74 **Virtuelle Produktionssystemplanung - Virtuelle Inbetriebnahme und Digitale Fabrik**
133 Seiten - ISBN 3-89675-074-7

75 **Nicht erschienen - wird nicht erscheinen**

76 **Berührungslose Handhabung - Vom Wafer zur Glaslinse, von der Kapsel zur aseptischen Ampulle**
95 Seiten - ISBN 3-89675-076-3

77 **ERP-Systeme - Einführung in die betriebliche Praxis - Erfahrungen, Best Practices, Visionen**
153 Seiten - ISBN 3-89675-077-7

78 **Mechatronik - Trends in der interdisziplinären Entwicklung von Werkzeugmaschinen**
155 Seiten - ISBN 3-89675-078-X

79 **Produktionsmanagement**
267 Seiten - ISBN 3-89675-079-8

80 **Rapid Manufacturing - Fertigungsverfahren für alle Ansprüche**
154 Seiten - ISBN 3-89675-080-1

81 **Rapid Manufacturing - Heutige Trends – Zukünftige Anwendungsfelder**
172 Seiten - ISBN 3-89675-081-X

82 **Produktionsmanagement - Herausforderung Variantenmanagement**
100 Seiten - ISBN 3-89675-082-8

83 **Mechatronik - Optimierungspotenzial der Werkzeugmaschine nutzen**
160 Seiten - ISBN 3-89675-083-6

84 **Virtuelle Inbetriebnahme - Von der Kür zur Pflicht?**
104 Seiten - ISBN 978-3-89675-084-6

85 **3D-Erfahrungsförum - Innovation im Werkzeug- und Formenbau**
375 Seiten - ISBN 978-3-89675-085-3

86 **Rapid Manufacturing - Erfolgreich produzieren durch innovative Fertigung**
162 Seiten - ISBN 978-3-89675-086-0

87 **Produktionsmanagement - Schlank im Mittelstand**
102 Seiten - ISBN 978-3-89675-087-7

88 **Mechatronik - Vorsprung durch Simulation**
134 Seiten - ISBN 978-3-89675-088-4

89 **RFID in der Produktion - Wertschöpfung effizient gestalten**
122 Seiten - ISBN 978-3-89675-089-1

90 **Rapid Manufacturing und Digitale Fabrik - Durch Innovation schnell und flexibel am Markt**
100 Seiten - ISBN 978-3-89675-090-7

91 **Robotik in der Kleinserienproduktion – Die Zukunft der Automatisierungstechnik**
ISBN 978-3-89675-091-4

92 **Rapid Manufacturing - Ressourceneffizienz durch generative Fertigung im Werkzeug- und Formenbau**
ISBN 978-3-89675-092-1

93 **Handhabungstechnik - Innovative Greiftechnik für komplexe Handhabungsaufgaben**
136 Seiten - ISBN 978-3-89675-093-8

94 **iwb Seminarreihe 2009 Themengruppe Werkzeugmaschinen**
245 Seiten - ISBN 978-3-89675-094-5

95 **Zuführtechnik - Herausforderung der automatisierten Montage!**
111 Seiten - ISBN 978-3-89675-095-2

96 **Risikobewertung bei Entscheidungen im Produktionsumfeld - Seminar »Risiko und Chance«**
151 Seiten - ISBN 978-3-89675-096-9

97 **Seminar Rapid Manufacturing 2010 - Innovative Einsatzmöglichkeiten durch neue Werkstoffe bei Schichtbauverfahren**
180 Seiten - ISBN 978-3-89675-097-6

98 Handhabungstechnik - Der Schlüssel für eine automatisierte Herstellung von Composite-Bauteilen
260 Seiten · ISBN 978-3-89675-098-3

99 Abschlussveranstaltung SimuSint 2010 - Modulares Simulationsystem für das Strahlschmelzen
270 Seiten · ISBN 978-3-89675-099-0

100 Additive Fertigung: Innovative Lösungen zur Steigerung der Bauteilqualität bei additiven Fertigungsverfahren
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-4114-7

101 Mechatronische Simulation in der industriellen Anwendung
91 Seiten · ISBN 978-3-8316-4149-9

102 Wissensmanagement in produzierenden Unternehmen
ISBN 978-3-8316-4169-7

103 Additive Fertigung: Bauteil- und Prozessauslegung für die wirtschaftliche Fertigung
ISBN 978-3-8316-4188-8

104 Ressourceneffizienz in der Lebensmittelkette
ISBN 978-3-8316-4192-5

105 Werkzeugmaschinen: Leichter schwer zerspanen! - Herausforderungen und Lösungen für die Zerspanung von Hochleistungswerkstoffen
120 Seiten · ISBN 978-3-8316-4217-5

106 Batterieproduktion - Vom Rohstoff bis zum Hochvoltspeicher
108 Seiten · ISBN 978-3-8316-4221-2

107 Batterieproduktion - Vom Rohstoff bis zum Hochvoltspeicher
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-4249-6

Forschungsberichte IWB Band 1-121

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. J. Milberg und Prof. Dr.-Ing. G. Reinhart,
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Band 1 -121 sind im Springer Verlag, Berlin, Heidelberg erschienen.

1 Streifinger, E.: Beitrag zur Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit moderner Fertigungsmittel
1986 - 72 Abb. - 167 Seiten · ISBN 3-540-16391-3

2 Fuchsberger, A.: Untersuchung der spanenden Bearbeitung von Knochen
1986 - 90 Abb. - 175 Seiten · ISBN 3-540-16392-1

3 Maier, C.: Montageautomatisierung am Beispiel des Schraubens mit Industrierobotern
1986 - 77 Abb. - 144 Seiten · ISBN 3-540-16393-X

4 Summer, H.: Modell zur Berechnung verzweigter Antriebsstrukturen
1986 - 74 Abb. - 197 Seiten · ISBN 3-540-16394-8

5 Simon, W.: Elektrische Vorschubantriebe an NC-Systemen
1986 - 141 Abb. - 198 Seiten · ISBN 3-540-16693-9

6 Büchs, S.: Analytische Untersuchungen zur Technologie der Kugelbearbeitung
1986 - 74 Abb. - 173 Seiten · ISBN 3-540-16694-7

7 Hunzinger, J.: Schneiderdierte Oberflächen
1986 - 79 Abb. - 162 Seiten · ISBN 3-540-16695-5

8 Pilland, U.: Echtzeit-Kollisionsschutz an NC-Drehmaschinen
1986 - 54 Abb. - 127 Seiten · ISBN 3-540-17274-2

9 Barthelmeß, P.: Montagegerechtes Konstruieren durch die Integration von Produkt- und Montageprozeßgestaltung
1987 - 70 Abb. - 144 Seiten · ISBN 3-540-18120-2

10 Reithofer, N.: Nutzungssicherung von flexibel automatisierten Produktionsanlagen
1987 - 84 Abb. - 176 Seiten · ISBN 3-540-18440-6

11 Diess, H.: Rechnerunterstützte Entwicklung flexibel automatisierter Montageprozesse
1988 - 56 Abb. - 144 Seiten · ISBN 3-540-18799-5

12 Reinhart, G.: Flexible Automatisierung der Konstruktion und Fertigung elektrischer Leitungssätze
1988 - 112 Abb. - 197 Seiten · ISBN 3-540-19003-1

13 Bürstner, H.: Investitionsentscheidung in der rechnerintegrierten Produktion
1988 - 74 Abb. - 190 Seiten · ISBN 3-540-19099-6

14 Groha, A.: Universelles Zellenrechnerkonzept für flexible Fertigungssysteme
1988 - 74 Abb. - 153 Seiten · ISBN 3-540-19182-8

15 Riese, K.: Klipsmontage mit Industrierobotern
1988 - 92 Abb. - 150 Seiten · ISBN 3-540-19183-6

16 Lutz, P.: Leitsysteme für rechnerintegrierte Auftragsabwicklung
1988 - 44 Abb. - 144 Seiten · ISBN 3-540-19260-3

17 Klippel, C.: Mobiler Roboter im Materialfluß eines flexiblen Fertigungssystems
1988 - 86 Abb. - 164 Seiten · ISBN 3-540-50468-0

18 Rascher, R.: Experimentelle Untersuchungen zur Technologie der Kugelherstellung
1989 - 110 Abb. - 200 Seiten · ISBN 3-540-51301-9

19 Heusler, H.-J.: Rechnerunterstützte Planung flexibler Montagesysteme
1989 - 43 Abb. - 154 Seiten · ISBN 3-540-51723-5

20 Kirchknopf, P.: Ermittlung modularer Parameter aus Übertragungsfrequenzgängen
1989 - 57 Abb. - 157 Seiten · ISBN 3-540-51724-3

21 Sauerer, Ch.: Beitrag für ein Zerspanprozeßmodell Metallbandsägen
1990 - 89 Abb. - 166 Seiten · ISBN 3-540-51868-1

22 Karstedt, K.: Positionsbestimmung von Objekten in der Montage- und Fertigung automatisierung
1990 - 92 Abb. - 157 Seiten · ISBN 3-540-51879-7

23 Peiker, St.: Entwicklung eines integrierten NC-Planungssystems
1990 - 66 Abb. - 180 Seiten · ISBN 3-540-51880-0

24 Schugmann, R.: Nachgiebige Werkzeugaufhängungen für die automatische Montage
1990 - 71 Abb. - 155 Seiten · ISBN 3-540-52138-0

25 Wrba, P.: Simulation als Werkzeug in der Handhabungstechnik
1990 - 125 Abb. - 178 Seiten · ISBN 3-540-52231-X

26 Eibelshäuser, P.: Rechnerunterstützte experimentelle Modalanalyse mittels gestufter Sinusanregung
1990 - 79 Abb. - 156 Seiten · ISBN 3-540-52451-7

27 Prasch, J.: Computerunterstützte Planung von chirurgischen Eingriffen in der Orthopädie
1990 - 113 Abb. - 164 Seiten · ISBN 3-540-52543-2

28 Teich, K.: Prozeßkommunikation und Rechnerverbund in der Produktion
1990 - 52 Abb. - 158 Seiten - ISBN 3-540-52764-8

29 Pfrang, W.: Rechnergestützte und graphische Planung manueller und teilautomatisierter Arbeitsplätze
1990 - 59 Abb. - 153 Seiten - ISBN 3-540-52829-6

30 Tauber, A.: Modellbildung kinematischer Strukturen als Komponente der Montageplanung
1990 - 93 Abb. - 190 Seiten - ISBN 3-540-52911-X

31 Jäger, A.: Systematische Planung komplexer Produktionssysteme
1991 - 75 Abb. - 148 Seiten - ISBN 3-540-53021-5

32 Hartberger, H.: Wissensbasierte Simulation komplexer Produktionssysteme
1991 - 58 Abb. - 154 Seiten - ISBN 3-540-53326-5

33 Tuzcek, H.: Inspektion von Karosseriepreßteilen auf Risse und Einschnürungen mittels Methoden der Bildverarbeitung
1992 - 125 Abb. - 179 Seiten - ISBN 3-540-53965-4

34 Fischbacher, J.: Planungsstrategien zur störungstechnischen Optimierung von Reinraum-Fertigungssräten
1991 - 60 Abb. - 166 Seiten - ISBN 3-540-54027-X

35 Moser, O.: 3D-Echtzeitkollisionschutz für Drehmaschinen
1991 - 66 Abb. - 177 Seiten - ISBN 3-540-54076-8

36 Naber, H.: Aufbau und Einsatz eines mobilen Roboters mit unabhängiger Lokomotions- und Manipulationskomponente
1991 - 85 Abb. - 139 Seiten - ISBN 3-540-54216-7

37 Kupec, Th.: Wissensbasiertes Leitsystem zur Steuerung flexibler Fertigungsanlagen
1991 - 68 Abb. - 150 Seiten - ISBN 3-540-54260-4

38 Maulhardt, U.: Dynamisches Verhalten von Kreissägen
1991 - 109 Abb. - 159 Seiten - ISBN 3-540-54365-1

39 Götz, R.: Strukturierte Planung flexibel automatisierter Montagesysteme für flächige Bauteile
1991 - 86 Abb. - 201 Seiten - ISBN 3-540-54401-1

40 Koepfer, Th.: 3D-grafisch-interaktive Arbeitsplanung - ein Ansatz zur Aufhebung der Arbeitsteilung
1991 - 74 Abb. - 126 Seiten - ISBN 3-540-54436-4

41 Schmidt, M.: Konzeption und Einsatzplanung flexibel automatisierter Montagesysteme
1992 - 108 Abb. - 168 Seiten - ISBN 3-540-55025-9

42 Burger, C.: Produktionsregelung mit entscheidungsunterstützenden Informationssystemen
1992 - 94 Abb. - 186 Seiten - ISBN 3-540-55187-5

43 Hößmann, J.: Methodik zur Planung der automatischen Montage von nicht formstabilen Bauteilen
1992 - 73 Abb. - 168 Seiten - ISBN 3-540-5520-0

44 Petry, M.: Systematik zur Entwicklung eines modularen Programmbaukastens für robotergeführte Klebefprozesse
1992 - 106 Abb. - 139 Seiten - ISBN 3-540-55374-6

45 Schönecker, W.: Integrierte Diagnose in Produktionszellen
1992 - 87 Abb. - 159 Seiten - ISBN 3-540-55375-4

46 Bick, W.: Systematische Planung hybrider Montagesysteme unter Berücksichtigung der Ermittlung des optimalen Automatisierungsgrades
1992 - 70 Abb. - 156 Seiten - ISBN 3-540-55378-0

47 Gebauer, L.: Prozeßuntersuchungen zur automatisierten Montage von optischen Linsen
1992 - 84 Abb. - 150 Seiten - ISBN 3-540-55378-9

48 Schrüfer, N.: Erstellung eines 3D-Simulationssystems zur Reduzierung von Rüstzeiten bei der NC-Bearbeitung
1992 - 103 Abb. - 161 Seiten - ISBN 3-540-55431-9

49 Wissbacher, J.: Methoden zur rationalen Automatisierung der Montage von Schnellbefestigungselementen
1992 - 77 Abb. - 176 Seiten - ISBN 3-540-55512-9

50 Garnich, F.: Laserbearbeitung mit Robotern
1992 - 110 Abb. - 184 Seiten - ISBN 3-540-55513-7

51 Eubert, P.: Digitale Zustandesregelung elektrischer Vorschubantriebe
1992 - 89 Abb. - 159 Seiten - ISBN 3-540-44441-2

52 Glaas, W.: Rechnerintegrierte Kabelsatzfertigung
1992 - 67 Abb. - 140 Seiten - ISBN 3-540-55749-0

53 Helm, H.J.: Ein Verfahren zur On-Line Fehlererkennung und Diagnose
1992 - 60 Abb. - 135 Seiten - ISBN 3-540-55750-4

54 Lang, Ch.: Wissensbasierte Unterstützung der Verfügbarkeitsplanung
1992 - 75 Abb. - 150 Seiten - ISBN 3-540-55751-2

55 Schuster, G.: Rechnergestütztes Planungssystem für die flexibel automatisierte Montage
1992 - 67 Abb. - 135 Seiten - ISBN 3-540-55830-6

56 Bomm, H.: Ein Ziel- und Kennzahlensystem zum Investitionscontrolling komplexer Produktionssysteme
1992 - 87 Abb. - 195 Seiten - ISBN 3-540-55964-7

57 Wendt, A.: Qualitätssicherung in flexibel automatisierten Montagesystemen
1992 - 74 Abb. - 179 Seiten - ISBN 3-540-56044-0

58 Hansmaier, H.: Rechnergestütztes Verfahren zur Geräuschminderung
1993 - 67 Abb. - 156 Seiten - ISBN 3-540-56053-2

59 Dilling, U.: Planung von Fertigungssystemen unterstützt durch Wirtschaftssimulationen
1993 - 72 Abb. - 146 Seiten - ISBN 3-540-56307-5

60 Strohmayr, R.: Rechnergestützte Auswahl und Konfiguration von Zubringereinrichtungen
1993 - 80 Abb. - 152 Seiten - ISBN 3-540-56652-X

61 Glas, J.: Standardisierter Aufbau anwendungsspezifischer Zellenrechnersoftware
1993 - 80 Abb. - 145 Seiten - ISBN 3.540-56890-5

62 Stetter, R.: Rechnergestützte Simulationswerkzeuge zur Effizienzsteigerung des Industrieroboterreinrates
1994 - 91 Abb. - 146 Seiten - ISBN 3-540-56889-1

63 Dirndorfer, A.: Robotersysteme zur förderbandsynchronen Montage
1993 - 76 Abb. - 144 Seiten - ISBN 3-540-57031-4

64 Wiedemann, M.: Simulation des Schwingungsverhaltens spanender Werkzeugmaschinen
1993 - 81 Abb. - 137 Seiten - ISBN 3-540-57177-9

65 Woenckhaus, Ch.: Rechnergestütztes System zur automatisierten 3D-Layoutoptimierung
1994 - 81 Abb. - 140 Seiten - ISBN 3-540-57284-8

66 Kummelsteiner, G.: 3D-Bewegungssimulation als integratives Hilfsmittel zur Planung manueller Montagesysteme
1994 - 62 Abb. - 146 Seiten - ISBN 3-540-57535-9

67 Kugelman, F.: Einsatz nachgiebiger Elemente zur wirtschaftlichen Automatisierung von Produktionssystemen
1993 - 76 Abb. - 144 Seiten - ISBN 3-540-57549-9

68 Schwarz, H.: Simulationsgestützte CAD/CAM-Kopplung für die 3D-Laserbearbeitung mit integrierter Sensorik
1994 - 96 Abb. - 148 Seiten - ISBN 3-540-57577-4

69 Viethen, U.: Systematik zum Prüfen in flexiblen Fertigungssystemen
1994 - 70 Abb. - 142 Seiten - ISBN 3-540-57794-7

70 Seehuber, M.: Automatische Inbetriebnahme geschwindigkeitsadaptiver Zustandsregler
1994 - 72 Abb. - 155 Seiten - ISBN 3-540-57896-X

71 Armann, W.: Eine Simulationsumgebung für Planung und Betrieb von Produktionssystemen
1994 - 71 Abb. - 129 Seiten - ISBN 3-540-57924-9

72 Schöpf, M.: Rechnergestütztes Projektinformations- und Koordinationsystem für das Fertigungsvorfeld
1997 - 63 Abb. - 130 Seiten - ISBN 3-540-58052-2

73 Welling, A.: Effizienter Einsatz bildgebender Sensoren zur Flexibilisierung automatisierter Handhabungsvorgänge
1994 - 66 Abb. - 139 Seiten - ISBN 3-540-580-0

74 Zettmayer, H.: Verfahren zur simulationsgestützten Produktionseinstellung in der Einzel- und Kleinserienproduktion
1994 - 62 Abb. - 143 Seiten - ISBN 3-540-58134-0

75 Lindl, M.: Auftragsleittechnik für Konstruktion und Arbeitsplanung
1994 - 66 Abb. - 147 Seiten - ISBN 3-540-58221-5

76 Zipper, B.: Das integrierte Betriebsmittelwesen - Baustein einer flexiblen Fertigung
1994 - 64 Abb. - 147 Seiten - ISBN 3-540-58222-3

77 Raitt, P.: Programmierung und Simulation von Zellenabläufen in der Arbeitsvorbereitung
1995 - 51 Abb. - 130 Seiten - ISBN 3-540-58223-1

78 Engel, A.: Strömungstechnische Optimierung von Produktionsystemen durch Simulation
1994 - 69 Abb. - 160 Seiten - ISBN 3-540-58258-4

79 Zäh, M. F.: Dynamisches Prozeßmodell Kreissägen
1995-95 Abb. - 186 Seiten - ISBN 3-540-58624-5

80 Zwaner, N.: Technologisches Prozeßmodell für die Kugelschleifbearbeitung
1995 - 65 Abb. - 150 Seiten - ISBN 3-540-58634-2

81 Romanov, P.: Konstruktionsbegleitende Kalkulation von Werkzeugmaschinen
1995 - 66 Abb. - 151 Seiten - ISBN 3-540-58771-3

82 Kahlenberg, R.: Integrierte Qualitätssicherung in flexiblen Fertigungszellen
1995 - 71 Abb. - 136 Seiten - ISBN 3-540-58772-1

83 Huber, A.: Arbeitsfolgenplanung mehrstufiger Prozesse in der Hartbearbeitung
1995 - 87 Abb. - 152 Seiten - ISBN 3-540-58773-X

84 Birkel, G.: Aufwandsminimierter Wissenserwerb für die Diagnose in flexiblen Produktionszellen
1995 - 64 Abb. - 137 Seiten - ISBN 3-540-58869-8

85 Simon, D.: Fertigungsregelung durch zielgrößenorientierte Planung und logistisches Störungsmanagement
1995 - 77 Abb. - 132 Seiten - ISBN 3-540-58942-2

86 Nedeljkovic-Groha, V.: Systematische Planung anwendungsspezifischer Materialflussteuerungen
1995 - 94 Abb. - 188 Seiten - ISBN 3-540-58953-8

87 Rockland, M.: Flexibilisierung der automatischen Teilbereitstellung in Montageanlagen
1995-83 Abb. - 168 Seiten - ISBN 3-540-58999-6

88 Linner, St.: Konzept einer integrierten Produktentwicklung
1995 - 67 Abb. - 168 Seiten - ISBN 3-540-59016-1

89 Eder, Th.: Integrierte Planung von Informationssystemen für rechnergestützte Produktionsysteme
1995 - 62 Abb. - 150 Seiten - ISBN 3-540-59084-6

90 Deutsche, U.: Prozeßorientierte Organisation der Auftragsentwicklung in mittelständischen Unternehmen
1995 - 80 Abb. - 188 Seiten - ISBN 3-540-59337-3

91 Dieterle, A.: Recyclingintegrierte Produktentwicklung
1995 - 68 Abb. - 146 Seiten - ISBN 3-540-60120-1

92 Hechl, Chr.: Personalorientierte Montageplanung für komplexe und variantenreiche Produkte
1995 - 73 Abb. - 158 Seiten - ISBN 3-540-60325-5

93 Albertz, F.: Dynamikgerechter Entwurf von Werkzeugmaschinen - Gestellstrukturen
1995 - 83 Abb. - 156 Seiten - ISBN 3-540-60608-8

94 Trunzer, W.: Strategien zur On-Line Bahnplanung bei Robotern mit 3D-Konturfolgesensoren
1996 - 101 Abb. - 164 Seiten - ISBN 3-540-60961-X

95 Fichtmüller, N.: Rationalisierung durch flexible, hybride Montagesysteme
1996 - 83 Abb. - 145 Seiten - ISBN 3-540-60960-1

96 Trucks, V.: Rechnergestützte Beurteilung von Getriebestrukturen in Werkzeugmaschinen
1996 - 64 Abb. - 141 Seiten - ISBN 3-540-60599-8

97 Schäffer, G.: Systematische Integration adaptiver Produktionssysteme
1996 - 71 Abb. - 170 Seiten - ISBN 3-540-60958-X

98 Koch, M. R.: Autonome Fertigungszellen - Gestaltung, Steuerung und integrierte Störungsbehandlung
1996 - 67 Abb. - 138 Seiten - ISBN 3-540-61104-5

99 Moctezuma da la Barrera, J. L.: Ein durchgängiges System zur Computer- und rechnergestützten Chirurgie
1996 - 99 Abb. - 175 Seiten - ISBN 3-540-61145-2

100 Geuer, A.: Einsatzpotential des Rapid Prototyping in der Produktentwicklung
1996 - 84 Abb. - 154 Seiten - ISBN 3-540-61495-8

101 Ebner, C.: Ganzheitliches Verfügbarkeits- und Qualitätsmanagement unter Verwendung von Felddaten
1996 - 67 Abb. - 132 Seiten - ISBN 3-540-61678-0

102 Pischelsrieder, K.: Steuerung autonomer mobiler Roboter in der Produktion
1996 - 74 Abb. - 171 Seiten - ISBN 3-540-61714-0

103 Köhler, R.: Disposition und Materialbereitstellung bei komplexen variantenreichen Kleinprodukten
1997 - 62 Abb. - 177 Seiten - ISBN 3-540-62024-9

104 Feldmann, Ch.: Eine Methode für die integrierte rechnergestützte Montageplanung
1997 - 71 Abb. - 163 Seiten - ISBN 3-540-62059-1

105 Lehmann, H.: Integrierte Materialfluß- und Layoutplanung durch Kopplung von CAD- und Ablaufsimulationssystem
1997 - 96 Abb. - 191 Seiten - ISBN 3-540-62202-0

106 Wagner, M.: Steuerungsintegrierte Fehlerbehandlung für maschinennahre Abläufe
1997 - 94 Abb. - 164 Seiten - ISBN 3-540-62656-5

107 Lorenzen, J.: Simulationsgestützte Kostenanalyse in produktorientierten Fertigungsstrukturen
1997 - 63 Abb. - 129 Seiten - ISBN 3-540-62794-4

108 Kröner, U.: Systematik für die rechnergestützte Ähnlichkeitssuche und Standardisierung
1997 - 53 Abb. - 127 Seiten - ISBN 3-540-63338-3

109 Pfersdorf, I.: Entwicklung eines systematischen Vorgehens zur Organisation des industriellen Service
1997 - 74 Abb. - 172 Seiten - ISBN 3-540-63615-3

110 Kuba, R.: Informations- und kommunikationstechnische Integration von Menschen in der Produktion
1997 - 77 Abb. - 155 Seiten - ISBN 3-540-63642-0

111 Kaiser, J.: Vernetztes Gestalten von Produkt und Produktionsprozeß mit Produktmodellen
1997 - 67 Abb. - 139 Seiten - ISBN 3-540-63999-3

112 Geyer, M.: Flexibles Planungssystem zur Berücksichtigung ergonomischer Aspekte bei der Produkt- und Arbeitsystemgestaltung
1997 - 85 Abb. - 154 Seiten - ISBN 3-540-64195-5

113 Martin, C.: Produktionsregelung - ein modularer, modellbasierter Ansatz
1998 - 73 Abb. - 162 Seiten - ISBN 3-540-64401-6

114 Löffler, Th.: Akustische Überwachung automatisierter Fügeprozesse
1998 - 85 Abb. - 136 Seiten - ISBN 3-540-64511-X

115 Lindermairer, R.: Qualitätsorientierte Entwicklung von Montagesystemen
1998 - 84 Abb. - 164 Seiten - ISBN 3-540-64686-8

116 Koehler, J.: Prozeßorientierte Teamstrukturen in Betrieben mit Großserienfertigung
1998 - 75 Abb. - 185 Seiten - ISBN 3-540-65037-7

117 Schuller, R. W.: Leitfaden zum automatisierten Auftrag von hochviskosen Dichtmaschen
1999 - 76 Abb. - 162 Seiten - ISBN 3-540-65320-1

118 Debusch, M.: Integrierte Methodik und Werkzeuge zur herstellungsoorientierten Produktentwicklung
1999 - 104 Abb. - 169 Seiten - ISBN 3-540-65350-3

119 **Bauer, L.:** Strategien zur rechnergestützten Offline- Programmierung von 3D-Laseranlagen
1999 - 98 Abb. - 145 Seiten - ISBN 3-540-65382-1

120 **Pfob, E.:** Modellgestützte Arbeitsplanung bei Fertigungsmaschinen
1999 - 69 Abb. - 154 Seiten - ISBN 3-540-65525-5

121 **Spitznagel, J.:** Erfahrungsgleitete Planung von Laseranlagen
1999 - 63 Abb. - 156 Seiten - ISBN 3-540-65896-3

Forschungsberichte IWB ab Band 122

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart und Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh,
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Forschungsberichte IWB ab Band 122 sind erhältlich im Buchhandel oder beim
Herbert Utz Verlag, München, Fax 089-277791-01, info@utzverlag.de, www.utzverlag.de

122 **Burghard Schneider:** Prozesskettenorientierte Bereitstellung nicht
formstabiler Bauteile
183 Seiten - ISBN 978-3-89675-559-9

123 **Bernd Goldstein:** Modellgestützte Geschäftsprozeßgestaltung in der
Produktentwicklung
170 Seiten - ISBN 978-3-89675-546-9

124 **Helmut E. Mößner:** Methode zur simulationsbasierten Regelung
zeitvarianter Produktionsysteme
164 Seiten - ISBN 978-3-89675-585-8

125 **Ralf-Gunter Gräser:** Ein Verfahren zur Kompensation
temperaturinduzierter Verformungen an Industrierobotern
167 Seiten - ISBN 978-3-89675-603-9

126 **Hans-Jürgen Trossin:** Nutzung der Ähnlichkeitstheorie zur
Modellbildung in der Produktionstechnik
162 Seiten - ISBN 978-3-89675-614-5

127 **Doris Kugelman:** Aufgabenorientierte Offline-Programmierung von
Industrierobotern
168 Seiten - ISBN 978-3-89675-615-2

128 **Rolf Diesch:** Steigerung der organisatorischen Verfügbarkeit von
Fertigungszellen
160 Seiten - ISBN 978-3-89675-618-3

129 **Werner E. Lulay:** Hybrid-hierarchische Simulationsmodelle zur
Konstruktion teilautonomer Produktionsstrukturen
190 Seiten - ISBN 978-3-89675-620-6

130 **Otto Murr:** Adaptive Planung und Steuerung von integrierten
Entwicklungs- und Planungsprozessen
178 Seiten - ISBN 978-3-89675-636-7

131 **Michael Machi:** Ein Vorgehensmodell für den Einsatz von Rapid
Prototyping
170 Seiten - ISBN 978-3-89675-638-1

132 **Bruno H. Mehler:** Aufbau virtueller Fabriken aus dezentralen
Partnerverbünden
152 Seiten - ISBN 978-3-89675-645-9

133 **Knut Heitmann:** Sichere Prognosen für die Produktionsoptimierung
mittels stochastischer Modelle
146 Seiten - ISBN 978-3-89675-675-6

134 **Stefan Blessing:** Gestaltung der Materialflußsteuerung in
dynamischen Produktionsstrukturen
160 Seiten - ISBN 978-3-89675-690-9

135 **Can Abay:** Numerische Optimierung multivariater mehrstufiger
Prozesse am Beispiel der Hartbearbeitung von Industriereramik
159 Seiten - ISBN 978-3-89675-697-8

136 **Stefan Brandner:** Integriertes Produktdaten- und Prozeßmanagement
in virtuellen Fabriken
172 Seiten - ISBN 978-3-89675-715-9

137 **Arnd G. Hirschberg:** Verbindung der Produkt- und
Funktionsorientierung in der Fertigung
165 Seiten - ISBN 978-3-89675-729-6

138 **Alexandra Reek:** Strategien zur Fokuspositionierung beim
Laserstrahlschweißen
193 Seiten - ISBN 978-3-89675-730-2

139 **Khalid-Alexander Sabbah:** Methodische Entwicklung
störungstoleranter Steuerungen
148 Seiten - ISBN 978-3-89675-739-5

140 **Klaus U. Schlippenbacher:** Konfiguration virtueller
Wertschöpfungsketten in dynamischen, heterarchischen
Kompetenznetzwerken
187 Seiten - ISBN 978-3-89675-754-8

141 **Andreas Sprengel:** Integrierte Kostenkalkulationsverfahren für die
Werkzeugmaschinenentwicklung
144 Seiten - ISBN 978-3-89675-757-9

142 **Andreas Gallasch:** Informationstechnische Architektur zur
Unterstützung des Wandels in der Produktion
150 Seiten - ISBN 978-3-89675-781-4

143 **Ralf Cuiper:** Durchgängige rechnergestützte Planung und Steuerung
von automatisierten Montagevorgängen
174 Seiten - ISBN 978-3-89675-783-8

144 **Christian Schneider:** Strukturmechanische Berechnungen in der
Werkzeugmaschinenkonstruktion
180 Seiten - ISBN 978-3-89675-789-0

145 **Christian Jonas:** Konzept einer durchgängigen, rechnergestützten
Planung von Montageanlagen
183 Seiten - ISBN 978-3-89675-870-5

146 **Ulrich Willnecker:** Gestaltung und Planung leistungsorientierter
manueller Fließmontagen
194 Seiten - ISBN 978-3-89675-891-0

147 **Christof Lehrer:** Beschreibung des Nd:YAG-
Laserstrahlschweißprozesses von Magnesiumdruckguss
205 Seiten - ISBN 978-3-8316-0004-5

148 **Frank Rick:** Simulationsgestützte Gestaltung von Produkt und Prozess
am Beispiel Laserstrahlschweißen
145 Seiten - ISBN 978-3-8316-0008-3

149 **Michael Höhn:** Sensorgeführt Montage hybrider Mikrosysteme
185 Seiten - ISBN 978-3-8316-0012-0

150 *Jörn Böhl*: Wissensmanagement im Klein- und mittelständischen Unternehmen der Einzel- und Kleinserienfertigung
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-0020-5

151 *Robert Bürgel*: Prozessanalyse an spanenden Werkzeugmaschinen mit digital geregelten Antrieben
185 Seiten · ISBN 978-3-8316-0212-2

152 *Stephan Dürrschmidt*: Planung und Betrieb wandlungsfähiger Logistiksysteme in der variantenreichen Serienproduktion
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-0023-6

153 *Bernhard Eich*: Methode zur prozesskettenorientierten Planung der Teilebereitstellung
136 Seiten · ISBN 978-3-8316-0028-1

154 *Wolfgang Ruderer*: Eine Methode zur Qualifizierung von produzierenden Unternehmen für Kompetenznetzwerke
207 Seiten · ISBN 978-3-8316-0037-3

155 *Hans Meier*: Verteilte kooperative Steuerung maschinennaher Abläufe
166 Seiten · ISBN 978-3-8316-0044-1

156 *Gerhard Nowak*: Informationstechnische Integration des industriellen Service in das Unternehmen
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-0055-7

157 *Martin Werner*: Simulationsgestützte Reorganisation von Produktions- und Logistikprozessen
191 Seiten · ISBN 978-3-8316-0058-8

158 *Bernhard Lenz*: Finite Elemente-Modellierung des Laserstrahlenschweißens für den Einsatz in der Fertigungsplanung
162 Seiten · ISBN 978-3-8316-0094-6

159 *Stefan Grunwald*: Methode zur Anwendung der flexiblen integrierten Produktentwicklung und Montageplanung
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-0095-3

160 *Josef Gartner*: Qualitätssicherung bei der automatisierten Applikation hochviskoser Dichtungen
165 Seiten · ISBN 978-3-8316-0096-0

161 *Wolfgang Zeller*: Gesamtheitliches Sicherheitskonzept für die Antriebs- und Steuerungstechnik bei Werkzeugmaschinen
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0100-4

162 *Michael Loferer*: Rechnergestützte Gestaltung von Montagesystemen
178 Seiten · ISBN 978-3-8316-0118-9

163 *Jörg Fährer*: Ganzheitliche Optimierung des indirekten Metall-Lasersinterprozesses
176 Seiten · ISBN 978-3-8316-0124-0

164 *Jürgen Höppner*: Verfahren zur berührungslosen Handhabung mittels leistungsfreier Schallwandler
144 Seiten · ISBN 978-3-8316-0125-7

165 *Hubert Götte*: Entwicklung eines Assistenzrobotersystems für die Knieendoprothetik
258 Seiten · ISBN 978-3-8316-0126-4

166 *Martin Weißenberger*: Optimierung der Bewegungsdynamik von Werkzeugmaschinen im rechnergestützten Entwicklungsprozess
210 Seiten · ISBN 978-3-8316-0138-7

167 *Dirk Jacob*: Verfahren zur Positionierung unterseitenstrukturierter Bauelemente in der Mikrosystemtechnik
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0142-4

168 *Ulrich Roßgoderer*: System zur effizienten Layout- und Prozessplanung von hybriden Montageanlagen
175 Seiten · ISBN 978-3-8316-0154-7

169 *Robert Klingel*: Anziehverfahren für hochfeste Schraubenverbindungen auf Basis akustischer Emissionen
164 Seiten · ISBN 978-3-8316-0174-5

170 *Paul lens Peter Ross*: Bestimmung des wirtschaftlichen Automatisierungsgrades von Montageprozessen in der frühen Phase der Montageplanung
144 Seiten · ISBN 978-3-8316-0191-2

171 *Stefan von Praun*: Toleranzanalyse nachgiebiger Baugruppen im Produktentstehungsprozess
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-0202-5

172 *Florian von der Hagen*: Gestaltung kurzfristiger und unternehmensübergreifender Engineering-Kooperationen
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-0208-7

173 *Oliver Kramer*: Methode zur Optimierung der Wertschöpfungskette mittelständischer Betriebe
212 Seiten · ISBN 978-3-8316-0211-7

174 *Winfried Dohmen*: Interdisziplinäre Methoden für die integrierte Entwicklung komplexer mechatronischer Systeme
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0214-8

175 *Oliver Anton*: Ein Beitrag zur Entwicklung telepräsentier Montagesysteme
158 Seiten · ISBN 978-3-8316-0215-5

176 *Wolfgang Broser*: Methode zur Definition und Bewertung von Anwendungsfeldern für Kompetenznetzwerke
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-0217-9

177 *Frank Breitinger*: Ein ganzheitliches Konzept zum Einsatz des indirekten Metall-Lasersinterns für das Druckgießen
156 Seiten · ISBN 978-3-8316-0227-8

178 *Johann von Pieverling*: Ein Vorgehensmodell zur Auswahl von Konturfertigungsverfahren für das Rapid Tooling
163 Seiten · ISBN 978-3-8316-0230-8

179 *Thomas Baudisch*: Simulationsumgebung zur Auslegung der Bewegungsdynamik des mechatronischen Systems Werkzeugmaschine
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-0249-0

180 *Heinrich Schieferstein*: Experimentelle Analyse des menschlichen Kausystems
132 Seiten · ISBN 978-3-8316-0251-3

181 *Joachim Berkak*: Methodik zur strukturierten Auswahl von Auftragsabwicklungsystmen
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-0258-2

182 *Christian Meierhofer*: Konzept zur rechnergestützten Integration von Produktions- und Gebäudeplanung in der Fabrikgestaltung
181 Seiten · ISBN 978-3-8316-0292-6

183 *Volker Weber*: Dynamisches Kostenmanagement in kompetenzorientierten Unternehmensnetzwerken
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-0330-5

184 *Thomas Bongardt*: Methode zur Kompensation betriebsabhängiger Einflüsse auf die Absolutgenauigkeit von Industrierobotern
170 Seiten · ISBN 978-3-8316-0332-9

185 *Tim Angerer*: Effizienzsteigerung in der automatisierten Montage durch aktive Nutzung mechatronischer Produktkomponenten
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0336-7

186 *Alexander Krüger*: Planung und Kapazitätsabstimmung stückzahlflexibler Montagesysteme
197 Seiten · ISBN 978-3-8316-0371-8

187 *Matthias Meindl*: Beitrag zur Entwicklung generativer Fertigungsverfahren für das Rapid Manufacturing
236 Seiten · ISBN 978-3-8316-0465-4

188 *Thomas Fusch*: Betriebsbegleitende Prozessplanung in der Montage mit Hilfe der Virtuellen Produktion am Beispiel der Automobilindustrie
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-0467-8

189 *Thomas Mosandl*: Qualitätssteigerung bei automatisiertem Klebstoffauftrag durch den Einsatz optischer Konturfolgesysteme
182 Seiten · ISBN 978-3-8316-0471-5

190 *Christian Patron*: Konzept für den Einsatz von Augmented Reality in der Montageplanung
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0474-6

191 *Robert Cisek*: Planung und Bewertung von Rekonfigurationsprozessen in Produktionsystemen
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0475-3

192 *Florian Auer*: Methode zur Simulation des Laserstrahlenschweißens unter Berücksichtigung der Ergebnisse vorangegangener Umformsimulationen
160 Seiten · ISBN 978-3-8316-0485-2

193 *Carsten Selke*: Entwicklung von Methoden zur automatischen Simulationsmodellgenerierung
137 Seiten · ISBN 978-3-8316-0495-1

194 *Markus Seefried*: Simulation des Prozessschrittes der Wärmebehandlung beim Indirekten-Metall-Lasersintern
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-0503-3

195 *Wolfgang Wagner*: Fabrikplanung für die standortübergreifende Kostenenkung bei marktnaher Produktion
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-0586-6

196 *Christopher Ulrich*: Erhöhung des Nutzungsgrades von Laserstrahlquellen durch Mehrfach-Anwendungen
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0590-3

197 *Johann Härtl*: Prozessgaseinfluss beim Schweißen mit Hochleistungsdiodenlasern
148 Seiten · ISBN 978-3-8316-0611-5

198 *Bernd Hartmann*: Die Bestimmung des Personalbedarfs für den Materialfluss in Abhängigkeit von Produktionsfläche und -menge
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-0615-3

199 *Michael Schilp*: Auslegung und Gestaltung von Werkzeugen zum berührungslosen Greifen kleiner Bauteile in der Mikromontage
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0631-3

200 *Florian Manfred Grätz*: Teilautomatische Generierung von Stromlauf- und Fluidplänen für mechatronische Systeme
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0643-6

201 *Dieter Eireiner*: Prozessmodelle zur statischen Auslegung von Anlagen für das Friction Stir Welding
214 Seiten · ISBN 978-3-8316-0650-4

202 *Gerhard Volkwein*: Konzept zur effizienten Bereitstellung von Steuerungsfunktionalität für die NC-Simulation
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0668-9

203 *Sven Rooren*: Komplexitätsvariable Einflussgrößen für die bauteilbezogene Struktursimulation thermischer Fertigungsprozesse
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-0680-1

204 *Henning Rudolf*: Wissensbasierte Montageplanung in der Digitalen Fabrik am Beispiel der Automobilindustrie
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0697-9

205 *Stella Clarke-Griebisch*: Overcoming the Network Problem in Telepresence Systems with Prediction and Inertia
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0701-3

206 *Michael Ehrensträßer*: Sensorsreinsatz in der telepräsenten Mikromontage
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0743-3

207 *Rainer Schack*: Methodik zur bewertungsorientierten Skalierung der Digitalen Fabrik
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0748-8

208 *Wolfgang Sudhoff*: Methodik zur Bewertung standortübergreifender Mobilität in der Produktion
300 Seiten · ISBN 978-3-8316-0749-5

209 *Stefan Müller*: Methodik für die entwicklungs- und planungsbegleitende Generierung und Bewertung von Produktionsalternativen
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0750-1

210 *Ulrich Kohler*: Methodik zur kontinuierlichen und kostenorientierten Planung produktionstechnischer Systeme
246 Seiten · ISBN 978-3-8316-0753-2

211 *Klaus Schlickerrieder*: Methodik zur Prozessoptimierung beim automatisierten elastischen Kleben großflächiger Bauteile
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-0776-1

212 *Niklas Möller*: Bestimmung der Wirtschaftlichkeit wandlungsfähiger Produktionsysteme
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0778-5

213 *Daniel Siedl*: Simulation des dynamischen Verhaltens von Werkzeugmaschinen während Verfahrbewegungen
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-0779-2

214 *Dirk Ansorge*: Auftragsabwicklung in heterogenen Produktionsstrukturen mit spezifischen Planungsfreiräumen
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0785-3

215 *Georg Wünsch*: Methoden für die virtuelle Inbetriebnahme automatisierter Produktionssysteme
238 Seiten · ISBN 978-3-8316-0795-2

216 *Thomas Oerli*: Strukturmechanische Berechnung und Regelungssimulation von Werkzeugmaschinen mit elektromechanischen Vorschubantrieben
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-0798-3

217 *Bernd Petzold*: Entwicklung eines Operatorarbeitsplatzes für die telepräsente Mikromontage
234 Seiten · ISBN 978-3-8316-0805-8

218 *Locas Papadakis*: Simulation of the Structural Effects of Welded Frame Assemblies in Manufacturing Process Chains
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0813-3

219 *Mathias Mörtl*: Ressourcenplanung in der variantenreichen Fertigung
228 Seiten · ISBN 978-3-8316-0820-1

220 *Sebastian Weig*: Konzept eines integrierten Risikomanagements für die Ablauf- und Strukturgestaltung in Fabrikplanungsprojekten
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-0823-2

221 *Tobias Hornfeck*: Laserstrahlbiegen komplexer Aluminiumstrukturen für Anwendungen in der Luftfahrtindustrie
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0826-3

222 *Hans Egermeier*: Entwicklung eines Virtual-Reality-Systems für die Montagesimulation mit kraftrückkoppelnden Handschuhen
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-0833-1

223 *Matthäus Sigl*: Ein Beitrag zur Entwicklung des Elektronenstrahlsinterns
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0841-6

224 *Mark Hartensteller*: Eine Methodik zur Entwicklung und Herstellung von Radiumtargets
198 Seiten · ISBN 978-3-8316-0849-2

225 *Jochen Werner*: Methode zur roboterbasierten förderbandsynchronen Fließmontage am Beispiel der Automobilindustrie
210 Seiten · ISBN 978-3-8316-0857-7

226 *Florian Hagemann*: Ein formflexibles Werkzeug für das Rapid Tooling beim Spritzgießen
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-0861-4

227 *Haitham Rashidy*: Knowledge-based quality control in manufacturing processes with application to the automotive industry
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-0862-1

228 *Wolfgang Vogl*: Eine interaktive räumliche Benutzerschnittstelle für die Programmierung von Industrierobotern
248 Seiten · ISBN 978-3-8316-0869-0

229 *Sonja Schedl*: Integration von Anforderungsmanagement in den mechatronischen Entwicklungsprozess
176 Seiten · ISBN 978-3-8316-0874-4

230 *Andreas Trautmann*: Bifocal Hybrid Laser Welding - A Technology for Welding of Aluminium and Zinc-Coated Steels
314 Seiten · ISBN 978-3-8316-0876-8

231 *Patrick Neise*: Managing Quality and Delivery Reliability of Suppliers by Using Incentives and Simulation Models
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-0878-2

232 *Christian Habicht*: Einsatz und Auslegung zeitfensterbasierter Planungssysteme in überbetrieblichen Wertschöpfungsketten
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-0891-1

233 *Michael Spitzweg*: Methoden und Konzept für den Einsatz eines physikalischen Modells in der Entwicklung von Produktionsanlagen
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0931-4

234 *Ulrich Munzert*: Bahnplanungsalgorithmen für das robotergestützte Remote-Laserstrahlschweißen
176 Seiten - ISBN 978-3-8316-0948-2

235 *Georg Völlner*: Röhrebschweißen mit Schwerlast-Industrierobotern
232 Seiten - ISBN 978-3-8316-0955-0

236 *Nils Müller*: Modell für die Beherrschung und Reduktion von Nachfrageschwankungen
286 Seiten - ISBN 978-3-8316-0992-5

237 *Franz Decker*: Unternehmensspezifische Strukturierung der Produktion als permanente Aufgabe
180 Seiten - ISBN 978-3-8316-0996-3

238 *Christian Lau*: Methodik für eine selbstoptimierende Produktionssteuerung
204 Seiten - ISBN 978-3-8316-4012-6

239 *Christoph Rimpau*: Wissensbasierte Risikobewertung in der Angebotskalkulation für hochgradig individualisierte Produkte
268 Seiten - ISBN 978-3-8316-4015-7

240 *Michael Loy*: Modularer Vibrationswendelförderer zur flexiblen Teilezuführung
190 Seiten - ISBN 978-3-8316-4027-0

241 *Andreas Ersch*: Konzept eines immersiven Assistenzsystems mit Augmented Reality zur Unterstützung manueller Aktivitäten in radioaktiven Produktionsumgebungen
226 Seiten - ISBN 978-3-8316-4029-4

242 *Florian Schwarz*: Simulation der Wechselwirkungen zwischen Prozess und Struktur bei der Drehbearbeitung
282 Seiten - ISBN 978-3-8316-4030-0

243 *Martin Georg Prasch*: Integration leistungsgewandelter Mitarbeiter in die varianterneiche Serienmontage
261 Seiten - ISBN 978-3-8316-4033-1

244 *Johannes Schipf*: Adaptive Montagesysteme für hybride Mikrosysteme unter Einsatz von Telepräsenz
192 Seiten - ISBN 978-3-8316-4063-8

245 *Stefan Lutzmann*: Beitrag zur Prozessbeherrschung des Elektronenstrahl schmelzens
242 Seiten - ISBN 978-3-8316-4070-6

246 *Gregor Branner*: Modellierung transienter Effekte in der Struktursimulation von Schichtbauverfahren
230 Seiten - ISBN 978-3-8316-4071-3

247 *Josef Ludwig Zimmermann*: Eine Methodik zur Gestaltung berührungsloser arbeitender Handhabungssysteme
186 Seiten - ISBN 978-3-8316-4091-1

248 *Clemens Pörnbacher*: Modellgetriebene Entwicklung der Steuerungssoftware automatisierter Fertigungssysteme
280 Seiten - ISBN 978-3-8316-4108-6

249 *Alexander Lindworsky*: Teilautomatische Generierung von Simulationsmodellen für den entwicklungs begleitenden Steuerungstest
294 Seiten - ISBN 978-3-8316-4125-3

250 *Michael Mauderer*: Ein Beitrag zur Planung und Entwicklung von rekonfigurierbaren mechatronischen Systemen – am Beispiel von starren Fertigungssystemen
220 Seiten - ISBN 978-3-8316-4126-0

251 *Roland Mork*: Qualitätsbewertung und -regelung für die Fertigung von Karosserie teilen in Presswerkten auf Basis Neuronaler Netze
228 Seiten - ISBN 978-3-8316-4127-7

252 *Florian Reichl*: Methode zum Management der Kooperation von Fabrik- und Technologieplanung
224 Seiten - ISBN 978-3-8316-4128-4

253 *Paul Gebhard*: Dynamisches Verhalten von Werkzeugmaschinen bei Anwendung für das Röhrebschweißen
220 Seiten - ISBN 978-3-8316-4129-1

254 *Michael Heinz*: Modellunterstützte Auslegung berührungsloser Ultraschallgrefsysteme für die Mikrosystemtechnik
302 Seiten - ISBN 978-3-8316-4147-5

255 *Pascal Krebs*: Bewertung vernetzter Produktionsstandorte unter Berücksichtigung multidimensionaler Unsicherheiten
244 Seiten - ISBN 978-3-8316-4156-7

256 *Gerhard Straßer*: Greiftechnologie für die automatisierte Handhabung von technischen Textilien in der Faserverbundfertigung
290 Seiten - ISBN 978-3-8316-4161-1

257 *Frédéric-Felix Lacur*: Modellbildung für die physikbasierte Virtuelle Inbetriebnahme materialflussintensiver Produktionsanlagen
222 Seiten - ISBN 978-3-8316-4162-8

258 *Thomas Hensel*: Modellbasierter Entwicklungsprozess für Automatisierungslösungen
184 Seiten - ISBN 978-3-8316-4167-3

259 *Sherif Zaidan*: A Work-Piece Based Approach for Programming Cooperating Industrial Robots
212 Seiten - ISBN 978-3-8316-4175-8

260 *Hendrik Schellmann*: Bewertung kundenspezifischer Mengenflexibilität im Wertschöpfungsnetz
224 Seiten - ISBN 978-3-8316-4189-5

261 *Marwan Radt*: Workspace scaling and haptic feedback for industrial telepresence and teleaction systems with heavy-duty teleoperators
172 Seiten - ISBN 978-3-8316-4195-6

262 *Markus Rührstorfer*: Röhrebschweißen von Rohren
206 Seiten - ISBN 978-3-8316-4197-0

263 *Rüdiger Daub*: Erhöhung der Nahttiefe beim Laserstrahl-Wärmeleitungsschweißen von Stählen
182 Seiten - ISBN 978-3-8316-4199-4

264 *Michael Ott*: Multimaterialverarbeitung bei der additiven strahl- und pulverbettbasierte Fertigung
220 Seiten - ISBN 978-3-8316-4201-4

265 *Martin Ostgathe*: System zur produktbasierten Steuerung von Abläufen in der auftragsbezogenen Fertigung und Montage
278 Seiten - ISBN 978-3-8316-4206-9

266 *Imke Nora Kellner*: Materialsysteme für das pulverbettbasierte 3D-Drucken
208 Seiten - ISBN 978-3-8316-4223-6

267 *Florian Oefele*: Remote-Laserstrahlschweißen mit brillanten Laserstrahlquellen
238 Seiten - ISBN 978-3-8316-4224-3

268 *Claudia Anna Ehinger*: Automatisierte Montage von Faserverbund-Vorformlingen
252 Seiten - ISBN 978-3-8316-4233-5

269 *Tobias Zeilinger*: Laserbasierte Bauteilellagebestimmung bei der Montage optischer Mikrokomponenten
220 Seiten - ISBN 978-3-8316-4234-2

270 *Stefan Krug*: Automatische Konfiguration von Robotersystemen (Plug&Produce)
208 Seiten - ISBN 978-3-8316-4243-4

271 *Marc Lotz*: Erhöhung der Fertigungsgenauigkeit beim Schwinggrad-Reibscheiben durch modellbasierte Regelungsverfahren
220 Seiten - ISBN 978-3-8316-4245-8

272 *William Brice Tekouo Moutchivo*: A New Programming Approach for Robot-based Flexible Inspection systems
232 Seiten - ISBN 978-3-8316-4247-2

273 *Matthias Waibel*: Aktive Zusatzsysteme zur Schwingungsreduktion an Werkzeugmaschinen
158 Seiten - ISBN 978-3-8316-4250-2

274 *Christian Eschey*: Maschinenspezifische Erhöhung der Prozessfähigkeit in der additiven Fertigung
216 Seiten - ISBN 978-3-8316-4270-0

275 *Florian Aull*: Modell zur Ableitung effizienter Implementierungsstrategien für Lean-Production-Methoden
270 Seiten - ISBN 978-3-8316-4283-0

276 *Marcus Henauer*: Entwicklungsbegleitende Prognose der mechatronischen Eigenschaften von Werkzeugmaschinen
214 Seiten - ISBN 978-3-8316-4306-6

277 *Alexander Götzfried*: Analyse und Vergleich fertigungstechnischer Prozessketten für Flugzeugtriebwerks-Rotoren
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4310-3

278 *Saskia Reinhardt*: Bewertung der Ressourceneffizienz in der Fertigung
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4317-2

279 *Fabian J. Meling*: Methodik für die Rekombination von Anlagentechnik
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-4319-6

280 *Jörg Egbers*: Identifikation und Adaption von Arbeitsplätzen für leistungsgewandelte Mitarbeiter entlang des Montageplanungsprozesses
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-4328-8

281 *Max von Bredow*: Methode zur Bewertung der Wirtschaftlichkeit und des Risikos unternehmensübergreifender Wertschöpfungskonfigurationen in der Automobilindustrie
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-4337-0

282 *Tobias Philipp*: RFID-gestützte Produktionssteuerungsverfahren für die Herstellung von Bauteilen aus Faserverbundkunststoffen
142 Seiten · ISBN 978-3-8316-4346-2

283 *Stefan Rainer Johann Brauneuther*: Untersuchungen zur Lasersicherheit für Materialbearbeitungsanwendungen mit brillanten Laserstrahlquellen
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4348-6

284 *Johannes Pohl*: Adaption von Produktionsstrukturen unter Berücksichtigung von Lebenszyklen
202 Seiten · ISBN 978-3-8316-4358-7

285 *Matthey Wiesbeck*: Struktur zur Repräsentation von Montagesequenzen für die situationsorientierte Workerführung
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-4369-1

286 *Sonja Huber*: In-situ-Legierungsbestimmung beim Laserstrahl schweißen
206 Seiten · ISBN 978-3-8316-4370-7

287 *Robert Wiedemann*: Prozessmodell und Systemtechnik für das laserunterstützte Fräsen
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4384-4

288 *Thomas Irenhauser*: Bewertung der Wirtschaftlichkeit von RFID im Wertschöpfungsnetz
242 Seiten · ISBN 978-3-8316-4404-9

289 *Jens Hatwig*: Automatisierte Bahnanplanung für Industrieroboter und Scanneroptiken bei der Remote-Laserstrahlbearbeitung
196 Seiten · ISBN 978-3-8316-4405-6

290 *Matthias Baur*: Aktives Dämpfungssystem zur Ratterunterdrückung an spanenden Werkzeugmaschinen
210 Seiten · ISBN 978-3-8316-4408-7

291 *Alexander Schöber*: Eine Methode zur Wärmequellenkalibrierung in der Schweißstruktursimulation
198 Seiten · ISBN 978-3-8316-4415-5

292 *Matthias Glonegger*: Berücksichtigung menschlicher Leistungsschwankungen bei der Planung von Variantenfließmontagesystemen
214 Seiten · ISBN 978-3-8316-4419-3

293 *Markus Kahnert*: Scanstrategien zur verbesserten Prozessführung beim Elektronenstrahl schmelzen (EBSM)
228 Seiten · ISBN 978-3-8316-4416-2

294 *Sebastian Schindler*: Strategische Planung von Technologieketten für die Produktion
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4443-6

295 *Tobias Föcker*: Methode zur rechnergestützten Prozessgestaltung des Schleifhärtens
128 Seiten · ISBN 978-3-8316-4448-3

296 *Rüdiger Spiller*: Einsatz und Planung von Roboterassistenz zur Berücksichtigung von Leistungswandlungen in der Produktion
286 Seiten · ISBN 978-3-8316-4450-6

297 *Daniel Schmid*: Röhrebschweißen von Aluminiumlegierungen mit Stählen für die Automobilindustrie
300 Seiten · ISBN 978-3-8316-4452-0

298 *Florian Karl*: Bedarfsermittlung und Planung von Rekonfigurationen an Betriebsmitteln
222 Seiten · ISBN 978-3-8316-4458-2

299 *Philipp Ronald Engelhardt*: System für die RFID-gestützte situationsbasierte Produktionssteuerung in der auftragsbezogenen Fertigung und Montage
246 Seiten · ISBN 978-3-8316-4472-8

300 *Markus Graßl*: Bewertung der Energieflexibilität in der Produktion
202 Seiten · ISBN 978-3-8316-4476-6

301 *Thomas Kirchmeier*: Methode zur Anwendung der berührungslosen Handhabung mittels Ultraschall im automatisierten Montageprozess
196 Seiten · ISBN 978-3-8316-4478-0

302 *Oliver Rösch*: Steigerung der Arbeitsgenauigkeit bei der Fräsbearbeitung metallischer Werkstoffe mit Industrierobotern
214 Seiten · ISBN 978-3-8316-4486-5

303 *Christoph Sieben*: Entwicklung eines Prognosemodells zur prozessbegleitenden Beurteilung der Montagequalität von Kolbendichtungen
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-4510-7

304 *Philipp Alexander Schmidt*: Laserstrahl schweißen elektrischer Kontakte von Lithium-Ionen-Batterien in Elektro- und Hybridfahrzeugen
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-4519-0

305 *Yi Shen*: System für die Mensch-Roboter-Koexistenz in der Fließmontage
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-4520-6

306 *Thomas Bonin*: Moderne Ordnungsreduktionsverfahren für die Simulation des dynamischen Verhaltens von Werkzeugmaschinen
274 Seiten · ISBN 978-3-8316-4522-0

307 *Jan Daniel Musol*: Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden
168 Seiten · ISBN 978-3-8316-4523-7

308 *Emin Genc*: Frühwarnsystem für ein adaptives Störungsmanagement
234 Seiten · ISBN 978-3-8316-4525-1

309 *Mirko Langhorst*: Beherrschung von Schweißverzug und Schweißspannungen
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-4524-2

310 *Markus Schweier*: Simulative und experimentelle Untersuchungen zum Laserschweißen mit Strahloszillation
284 Seiten · ISBN 978-3-8316-4536-7

311 *Florian Geiger*: System zur wissensbasierten Maschinenbelegungsplanung auf Basis produktsspezifischer Auftragsdaten
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-4537-4

312 *Peter Schnellbach*: Methodik zur Reduzierung von Energieverschwendungen unter Berücksichtigung von Zielgrößen
Ganzheitlicher Produktionsysteme
236 Seiten · ISBN 978-3-8316-4540-4

313 *Stefan Schwarz*: Prognosefähigkeit dynamischer Simulationen von Werkzeugmaschinenstrukturen
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-4542-8

314 *Markus Pröpster*: Methodik zur kurzfristigen Austaktung variante reicher Montagelinien am Beispiel des Nutzfahrzeugbaus
238 Seiten · ISBN 978-3-8316-4547-3

315 *Dominik David Simon*: Automatisierte flexible Werkzeugsysteme zum Umformen und Spannen von Kunststoff scheiben und -schalen
234 Seiten · ISBN 978-3-8316-4548-0

316 *Stefan Maurer*: Frühauflärung kritischer Situationen in Versorgungsprozessen
242 Seiten · ISBN 978-3-8316-4554-1

317 *Tobias Maier*: Modellierungssystematik zur aufgabenbasierten Beschreibung des thermoelastischen Verhaltens von Werkzeugmaschinen
274 Seiten · ISBN 978-3-8316-4561-9

318 *Klemens Konrad Niehues*: Identifikation linearer Dämpfungsmodelle für Werkzeugmaschinenstrukturen
286 Seiten · ISBN 978-3-8316-4568-8

319 *Julian Christoph Sebastian Backhaus*: Adaptierbares aufgabenorientiertes Programmiersystem für Montagesysteme
264 Seiten · ISBN 978-3-8316-4570-1

320 *Sabine G. Zitzlsberger*: Flexibles Werkzeug zur Umformung von Polycarbonatplatten unter besonderer Beachtung der optischen Qualität
228 Seiten · ISBN 978-3-8316-4573-2

321 *Christian Thiermann*: Methode zur Konfiguration automatisierter thermografischer Prüfsysteme
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-4574-9

322 *Markus Westermeier*: Qualitätsorientierte Analyse komplexer Prozessketten am Beispiel der Herstellung von Batteriezellen
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-4586-2

323 *Thorsten Klein*: Agile Engineering im Maschinen- und Anlagenbau
284 Seiten · ISBN 978-3-8316-4598-5

324 *Markus Wiedemann*: Methodik zur auslastungsorientierten Angebotsminimierung für hochvariante Produkte mit kundenindividuellen Leistungsanteilen
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-4599-2

325 *Harald Krauss*: Qualitätssicherung beim Laserstrahlschmelzen durch schichtweise thermografische In-Process-Überwachung
304 Seiten · ISBN 978-3-8316-4628-9

326 *Stefan Krotli*: Online-Simulation von fluidischen Prozessen in der frühen Phase der Maschinen- und Anlagenentwicklung
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-4636-4

327 *Andreas Roth*: Modellierung des Rührreibschweißens unter besonderer Berücksichtigung der Spalttoleranz
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4639-5

328 *Philipp Benjamin Michaeli*: Methodik zur Entwicklung von Produktionsstrategien am Beispiel der Triebwerksindustrie
288 Seiten · ISBN 978-3-8316-4642-5

329 *Michael Richard Niehues*: Adaptive Produktionssteuerung für Werkstattfertigungssysteme durch fertigungsbegleitende Reihenfolgebildung
314 Seiten · ISBN 978-3-8316-4650-0

330 *Johannes Stock*: Remote-Laserstrahl trennen von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4662-3

