

Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Jonas Nieschlag

**Gestaltung und Prozessanalyse für im
Schleuderverfahren hergestellte
FKV-Metall-Hohlstrukturen**

Band 269

Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Jonas Nieschlag

**Gestaltung und Prozessanalyse für im Schleuderverfahren
hergestellte FKV-Metall-Hohlstrukturen**

Band 269

Gestaltung und Prozessanalyse für im Schleuderverfahren hergestellte FKV-Metall-Hohlstrukturen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)
von der KIT-Fakultät für Maschinenbau des
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Jonas Nieschlag, M.Sc.

aus Hildesheim

Tag der mündlichen Prüfung: 31.03.2023

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Math. Maik Gude

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.

Zugl.: Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2023

Copyright Shaker Verlag 2023

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-9120-5
ISSN 0724-4967

Shaker Verlag GmbH • Am Langen Graben 15a • 52353 Düren
Telefon: 02421 / 99 0 11 - 0 • Telefax: 02421 / 99 0 11 - 9
Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Vorwort der Herausgeber

Die schnelle und effiziente Umsetzung innovativer Technologien wird vor dem Hintergrund der Globalisierung der Wirtschaft der entscheidende Wirtschaftsfaktor für produzierende Unternehmen. Universitäten können als "Wertschöpfungspartner" einen wesentlichen Beitrag zur Wettbewerbsfähigkeit der Industrie leisten, indem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

Vor diesem Hintergrund wird im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) berichtet. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich sowohl mit der Leistungssteigerung von additiven und subtraktiven Fertigungsverfahren, den Produktionsanlagen und der Prozessautomatisierung sowie mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung der Produktionssysteme und -netzwerke. Hierbei werden jeweils technologische wie auch organisatorische Aspekte betrachtet.

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft geförderten Schwerpunktprogramms 1712 *Intrinsische Hybridverbunde für Leichtbautragstrukturen*.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer für die Betreuung meiner wissenschaftlichen Arbeit als Hauptreferent und sein mir entgegengebrachtes Vertrauen. Weiterhin danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Math. Maik Gude für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Korreferats sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Frank Henning für den Prüfungsvorsitz.

Allen Kolleginnen und Kollegen des wbk in Karlsruhe, insbesondere im Bereich Maschinen, Anlagen und Prozessautomatisierung, danke ich für die kollegiale und gleichzeitig freundschaftliche Zusammenarbeit in den vergangenen Jahren. Daneben danke ich auch allen unseren Sekretariaten, Service-Centern und besonders der Werkstatt für die umfangreiche Unterstützung. Mein Dank gilt auch den vielen Studierenden, die ich für das Thema begeistern konnte und die maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Namentlich bedanke ich mich bei Benjamin Wirth, Daniel Strack, Georg Leser, Julian Seuffert, Kristina Haupt, Marius Schlegel, Markus Heim, Max Singer, Niclas Eschner, Philipp Eisenhardt, Sven Roth, Yifan Cai und Wilken Wössner.

Mein größter Dank gebührt schließlich meinen Freunden, meiner Familie und meiner Freundin Franzi, die mich immer bedingungslos unterstützen, motivieren und mich stets zum Lachen bringen.

Ravensburg, im April 2023

Jonas Nieschlag

Abstract

Due to the increasing impact of climate change, solutions are increasingly being sought to reduce emissions of climate-damaging greenhouse gases. One possibility is the use of lightweight components that can save energy during the service life of moving systems. Hybrid tie rods or drive shafts made of fiber reinforced plastics with metallic functional or load introduction elements offer potential. Corresponding components can be produced intrinsically with continuous fiber reinforcement and thermoset matrix in a novel rotational molding process. In intrinsic hybridization, fiber reinforced plastics and metal are joined by molding or forming without the need for downstream joining processes such as bolting, riveting or bonding. Previous work has only demonstrated the general feasibility of the rotational molding process, so the mechanical strengths of the hybrid joints and the achievable cycle times for impregnation of the preform and curing of the matrix are still unknown.

In order to address these existing deficits, a solution approach is developed. This comprises the mechanical characterization of rotationally molded FRP-metal components, the creation of finite element models for design optimization and the development of a numerical mold filling simulation.

First, tensile tests are carried out to determine suitable surface treatments for the metallic load introduction elements in order to improve adhesion between the laminate and the metal surface. For this purpose, the hybrid test specimens are divided into co-cured and form-fitted components. In addition, tensile shear tests are used to investigate different matrix systems to determine the matrix with the best adhesion properties. Based on these findings, numerical simulation models are developed for the optimization of rotationally molded FRP-metal tie rods with co-cured and form-fitted joints. For this purpose, parameterized FE models are implemented so that the geometry parameters can be changed within specified limits. A cost function is defined to evaluate the resulting stresses and determine an optimal shape. Finally, a numerical mold filling simulation is developed to determine impregnation and curing times in the rotational molding process. Suitable models for viscosity, permeability and degree of cure are selected and fitted to the material parameters used. The calculated times are validated with experimental results. This makes it possible to determine the optimum demolding time.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungen	III
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Aufbau der Arbeit	3
2 Stand der Forschung und Technik	4
2.1 Verfahren zur Herstellung rotationssymmetrischer Bauteile aus FKV	4
2.1.1 Wickelverfahren	5
2.1.2 Pultrusion	7
2.1.3 Resin-Transfer-Moulding-Verfahren	8
2.2 Schlauchblas- und Schleuderverfahren	9
2.3 Füge-technologien zur extrinsischen Hybridisierung von FKV-Bauteilen	9
2.4 Produktionstechnologien zur Herstellung von intrinsisch hybridisierten FVK-Metall Bauteilen	13
2.4.1 Schleuderverfahren	16
2.5 Bewertung des Stands der Forschung und Technik	32
2.5.1 Zusammenfassung	32
2.5.2 Vorteile und Defizite des Schleuderverfahrens	34
3 Zielsetzung und Lösungsansatz	36
3.1 Zielsetzung	36
3.2 Lösungsansatz	37
4 Mechanische Charakterisierung von FKV-Metall-Hybridbauteilen	39
4.1 Definition des Anwendungsfalls	39
4.2 Bewertung und Auswahl von geeigneten Oberflächenbehandlungen	40
4.3 Herstellung und Prüfung der Probekörper	43
4.4 Versuchsergebnisse	48
4.5 Identifikation einer geeigneten Matrix für das intrinsische Schleuderverfahren	52

5 Belastungsgerechte Gestaltung von im Schleuderverfahren hergestellten Verbindungen	58
5.1 Stoffschlüssige Verbindungen	58
5.1.1 Überlappgeometrien stoffschlüssiger Verbindungen	59
5.1.2 Modellaufbau	61
5.1.3 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen	68
5.1.4 Experimentelle Validierung	73
5.2 Einfluss thermischer Spannungen	77
5.3 Formschlüssige Verbindungen	83
5.3.1 Modellaufbau und Geometrieoptimierung	84
5.3.2 Experimentelle Validierung	91
6 Numerische Modellierung der Tränkungs- und Aushärtvorgänge	94
6.1 Modellaufbau	95
6.1.1 Modell für den Aushärtgrad	98
6.1.2 Modell für die Viskosität	101
6.1.3 Modell für die Permeabilität	102
6.2 Experimentelle Validierung durch Tränkungsuntersuchungen	104
6.3 Anwendung auf formschlüssige Geometrien	113
7 Zusammenfassung und Ausblick	118
7.1 Zusammenfassung der Gestaltungsempfehlungen für geschleuderte FKV-Metall-Hybridbauteile	119
7.2 Ausblick	121
Literaturverzeichnis	123
Abbildungsverzeichnis	142
Tabellenverzeichnis	147
Anhang	VI
A1 Materialkennwerte	VI
A2 Konvergenzanalyse des FE-Modells	VIII
A3 Konvergenzanalyse des numerischen Tränkungsmodells	IX

Abkürzungen

AHU	Außenhochdruckumformen
AWV	Ausgeglichener Winkelverbund
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CT	Computertomograph
DSC	Differential-Scanning-Calorimetry
FAST	Institut für Fahrzeugsystemtechnik
FE	Finite-Element
FEM	Finite-Element-Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbunde
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
IHU	Innenhochdruckumformen
IR	Infrarot
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
PA	Polyamid
PE	Polyethylen
RGE	Links-Rechtsrändel, Spitzen erhöht
RHF	Rotations-Harz-Faser-Spritzverfahren
RTM	Resin-Transfer-Moulding
TER	Thermoplastische endlosfaserverstärkte Rohre
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion

wbk Institut für Produktiotechnik

Zfb Zwischenfaserbruch

Symbol ¹	Beschreibung	Einheit
a_0	Lange Halbachse des Faserbündels	mm
A	Fläche	mm ²
A_1	Präexponentieller Faktor für das Kamal-Sourour Modell	1/s
A_2	Präexponentieller Faktor für das Kamal-Sourour Modell	1/s
A_η	Fitting Parameter für das Castro-Macosko Modell	Pa·s
b_0	Kurze Halbachse des Faserbündels	mm
c	Faktor für das Gebart Modell	-
c_1	Fitting Parameter für das Castro-Macosko Modell	-
c_2	Fitting Parameter für das Castro-Macosko Modell	-
C	Kostenfunktion	MPa
C_1	Faktor für das Gebart Modell	-
d	Entlastungskerbe	mm
E	E-Modul	MPa
E_1	E-Modul in 1-Richtung	MPa
E_2	E-Modul in 2-Richtung	MPa
E_3	E-Modul in 3-Richtung	MPa
E_{k1}	Aktivierungsenergie für das Kamal-Sourour Modell	J/mol
E_{k2}	Aktivierungsenergie für das Kamal-Sourour Modell	J/mol
E_η	Fitting Parameter für das Castro-Macosko Modell	Pa·s
$f_{Zfb,d}$	Durchschnittliche Zwischenfaserbruchanstrengung	-
$f_{Zfb,max}$	Maximale Zwischenfaserbruchanstrengung	-
F	Kraft	N
$F_{term,zen}$	Einfluss der Zentrifugalkraft	m/s ²
g	Erdbeschleunigung	m/s ²
G	Schubmodul	MPa
G_{12}	Schubmodul in 12-Richtung	MPa
G_{13}	Schubmodul in 13-Richtung	MPa
G_{23}	Schubmodul in 23-Richtung	MPa
h	Spezifische Reaktionsenthalpie	J/g
Δh	Spezifische Gesamtreaktionsenthalpie	J/g
K	Permeabilität	µm ²
K_x	Permeabilität in x -Richtung	µm ²
K_{zz}	Permeabilität in z -Richtung	µm ²
$K_{ }$	Longitudinale Permeabilität	µm ²

¹ Geordnet nach alphabetischer Reihenfolge und aufgenommen bei wiederholter Erscheinung über den Textverlauf.

K_{\perp}	Transversale Permeabilität	μm^2
l	Länge	mm
l_{ax}	Axiale Überlapplänge	mm
l_c	Länge des CFK	mm
l_d	Abstand der Entlastungskerbe	mm
l_{ges}	Gesamtlänge	mm
l_l	Länge des Lasteinleitungselements	mm
l_r	Restlänge	mm
l_s	Abstand Sensor	mm
l_{w1}	Länge der Wellenschulter 1	mm
l_{w2}	Länge der Wellenschulter 2	mm
m	Masse eines Körpers	g
m_k	Katalytische Konstante für das Kamal-Sourour Modell	-
m_s	Parameter der Schwächung für die Laminatanstrengung	-
n	Drehzahl	1/min
n_k	Katalytische Konstante für das Kamal-Sourour Modell	-
n_{min}	Minstdrehzahl	1/min
N	Anzahl der Integrationspunkte	-
p	Druck	Pa
p_s	Druck beim Schlauchblasverfahren	Pa
Δp	Druckdifferenz	Pa
Δp_k	Tränkungsdruck infolge der Kapillarwirkung	Pa
Δp_{rot}	Tränkungsdruck infolge der Zentrifugalwirkung	Pa
$p_{\perp\parallel}^{\dagger}$	Neigungsparameter der Laminatanstrengung	-
$p_{\perp\parallel}^{\circ}$	Neigungsparameter der Laminatanstrengung	-
$p_{\perp\perp}^{\dagger}$	Neigungsparameter der Laminatanstrengung	-
$p_{\perp\perp}^{\circ}$	Neigungsparameter der Laminatanstrengung	-
q	Wärmestrom	W/g
Q	Volumenstrom	m^3/s
r	Radius	mm
r_0	Außenradius	mm
$r_{0,0}$	Ursprünglicher Außenradius	mm
$r_{0,1}$	Außenradius infolge einer Temperaturänderung	mm
$r_{\ddot{a}q}$	Äquivalenter Radius des Faserbündels	mm
r_i	Innenradius	mm
$r_{m,i(0)}$	Matrixinnenradius zum Zeitpunkt $t = 0$	mm
$r_{m,i(t)}$	Matrixinnenradius zum Zeitpunkt t	mm

$r(t)$	Position der radialen Tränkungsfront	mm
Δr_0	Längenänderung des ursprünglichen Außenradius r_0	mm
R	Korrelationskoeffizient	-
Ra	Mittenrauwert	μm
Re	Reynoldszahl	-
R_g	Universelle Gaskonstante	J/(mol·K)
R_{max}	Maximale Rautiefe	μm
R_{\parallel}^t	Faserparallele Zugfestigkeit	MPa
R_{\parallel}^c	Faserparallele Druckfestigkeit	MPa
R_{\perp}^t	Fasersenkrechte Zugfestigkeit	MPa
R_{\perp}^c	Fasersenkrechte Druckfestigkeit	MPa
$R_{\perp\parallel}$	Schubfestigkeit in der Schichtebene	MPa
s	Wandstärke	mm
s_c	Wandstärke des CFK	mm
s_l	Wandstärke des Lasteinleitungselements	mm
s_m	Dicke der Matrixschicht	mm
s_s	Parameter der Schwächung für die Laminatanstrengung	-
u_z	Axiale Verschiebung im Überlappbereich	mm
$u_{z,max}$	Gesamtverschiebung	mm
t	Zeit	s
t_s	Tiefe der Strukturierungen	mm
t_{w1}	Tiefe der Wellenschulter 1	mm
t_{w2}	Tiefe der Wellenschulter 2	mm
T	Temperatur	K
ΔT	Temperaturdifferenz	K
v	Geschwindigkeit	m/s
v_n	Volumen des Integrationspunkts n	mm^3
v_x	Geschwindigkeit in x -Richtung	m/s
V_N	Gesamtvolumen der Integrationspunkte	mm^3
W	Arbeit	J
$z(t)$	Position der axialen Tränkungsfront	mm
$Z_{fb,d}$	Durchschnittliche Zwischenfaserbruchanstrengung	-
$Z_{fb,max}$	Maximale Zwischenfaserbruchanstrengung	-
α	Aushärtegrad	-
α_g	Aushärtegrad am Gelpunkt	-
α_T	Thermischer Ausdehnungskoeffizient	1/K
α_{T11}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient in 1-Richtung	1/K

α_{T22}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient in 2-Richtung	1/K
α_{T33}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient in 3-Richtung	1/K
$\alpha_{T,eff}$	Effektiver thermischer Ausdehnungskoeffizient	1/K
β	Faserwinkel	°
γ	Winkel der Klebkehle	°
η	Viskosität	Pa·s
η_0	Anfangsviskosität	Pa·s
μ_0	Reibungskoeffizient	-
ν	Querkontraktionszahl	-
ν_{12}	Querkontraktionszahl in 12-Richtung	-
ν_{13}	Querkontraktionszahl in 13-Richtung	-
ν_{23}	Querkontraktionszahl in 23-Richtung	-
π	Pi	-
ρ	Dichte	g/cm ³
ρ_m	Dichte der Matrix	g/cm ³
σ	Spannung	MPa
σ_{rr}	Schälspannungen	MPa
σ_{rz}	Schubspannungen	MPa
φ_f	Faservolumengehalt	%
$\varphi_{f,makro}$	Makroskopischer Faservolumengehalt	%
$\varphi_{f,max}$	Faktor für das Gebart Modell	%
ω	Winkelgeschwindigkeit	1/s

1 Einleitung

1.1 Motivation

Aktuelle Forschungsergebnisse zeigen einen signifikanten Anstieg der globalen Umgebungstemperaturen über die letzten 170 Jahre und prognostizieren, je nach Szenario, einen weiteren Anstieg der Durchschnittstemperatur um bis zu 4 °C (IPCC 2021, S. 7 und S. 18). Die Folgen einer solchen Erderwärmung sind die Abnahme von Schneefall, Gletschern, arktischem Eis und Permafrostböden. Gleichzeitig wird sich das Auftreten von Dürren, Buschbränden, Starkregen, Überschwemmungen und Wirbelstürmen stark erhöhen (IPCC 2021, S. 33). Ursache für diesen starken Anstieg der globalen Durchschnittstemperatur ist der menschlich verursachte Ausstoß von klimaschädlichen Treibhausgasen wie CO₂, N₂O und Methan (Umweltbundesamt 2021).

Eine Möglichkeit, den Ausstoß von Treibhausgasen zu reduzieren, besteht in dem consequenten Einsatz von Leichtbau. Durch eine Reduktion von bewegter Masse kann die benötigte Energie reduziert und damit Kraftstoff eingespart werden (Hoffmann 2021a). Bei Bauteilen mit sehr hohen mechanischen Anforderungen und langen Einsatzzeiten eignen sich hinsichtlich des Werkstoffleichtbaus dabei besonders Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) (Schürmann 2005, S. 4; Henning & Moeller 2011, S. 66). Diese besitzen im Vergleich zu konventionellen metallischen Werkstoffen hohe Steifigkeiten und Festigkeiten bei sehr niedrigen Dichten. Eine große Herausforderung ist dabei die Anbindung der leichten FKV-Komponenten an metallische Strukturen.

Marktanalysen prognostizieren in den kommenden Jahren einen steigenden Bedarf an Glas- und Kohlenstofffasern (Witten & Mathes u. a. 2018, S. 8 und S. 32). Dabei werden Glasfasern für gering beanspruchte und die teureren Kohlenstofffasern für hoch beanspruchte Bauteile eingesetzt. Neben den Materialkosten tragen auch die Prozesskosten maßgeblich zu den hohen Preisen von FKV-Bauteilen bei (Eickenbusch & Krauss 2013, S. 13; Lerch & Zanker u. a. 2014, S. 28-39). Auf Basis der ausgeführten Aspekte rücken deshalb die Produktionsverfahren zur Herstellung von FKV-Bauteilen besonders in den Fokus.

Ein vielversprechendes Verfahren zur Herstellung rotationssymmetrischer Hohlstrukturen aus FKV ist das Schleuderverfahren. Bei diesem Verfahren werden trockene Faserhalbzeuge unter Rotation durch Ausnutzung der Zentrifugalkraft mit einer Matrix imprägniert. Am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) wurde das Schleuderverfahren mit duroplastischer Matrix weiterentwickelt (Koch 2017). Der Fokus dieser Weiterentwicklung lag auf der intrinsischen Hybridisierung der endlosfaserverstärkten FKV-Komponente, sodass metallische Funktionselemente direkt im Schleuderprozess stoff- oder formschlüssig gefügt werden können. Aufgrund der intrinsischen Hybridisierung entfällt ein nachgeschaltetes Fügen durch Kleben, Verpressen, Bolzen oder ähnliche Prozesse. Damit können Prozesszeit und anfallende Prozesskosten reduziert werden.

Mögliche Anwendungsfälle der intrinsisch hybridisierten Schleuderbauteile umfassen die Übertragung von Zug-, Druck- und Torsionskräften sowie Kombinationen dieser Belastungsarten. Klassischerweise werden dabei Bereiche tribologischer Beanspruchung und der Lastleitung aus metallischen Werkstoffen gestaltet, der freie lastleitende Bereich aus dem leichteren und hohlen FKV. Branchen, in denen diese geschleuderten Hybridbauteile zum Einsatz kommen könnten, sind die Automobilindustrie, die Automatisierungstechnik, die Sportindustrie sowie die Luft- und Raumfahrt.

Die Machbarkeit des intrinsischen Schleuderverfahrens im Sinne der vollständigen Imprägnierung von Übergangsbereichen zwischen FKV und Metall ist bereits nachgewiesen. Auch realisierbare Faservolumengehalte und Porenanteile sind ermittelt. Jedoch sind die erzielbaren Festigkeiten der Hybridverbindungen und die erreichbaren Produktionszeiten des intrinsischen Schleuderverfahrens unbekannt. Deshalb soll in der vorliegenden Arbeit die Verbindung zwischen FKV und Metall genauer untersucht und optimiert werden. Dafür werden relevante Einflussgrößen wie Geometrie, Oberflächenbeschaffenheit und eingesetzte Matrix analysiert. Im Anschluss werden Finite-Element-Modelle (FE-Modelle) aufgebaut, um die wirkenden Spannungen zu ermitteln und optimale Übergangsgeometrien zwischen FKV und Metall zu bestimmen. Damit sichergestellt ist, dass die berechneten Übergangsgeometrien auch im realen Schleuderprozess vollständig imprägniert werden können, wird zudem ein numerisches Tränkungsmodell entwickelt. Dieses befähigt den Anwender, die Tränkung von formschlüssigen Hybridbauteilen zu simulieren und den Zeitpunkt einer optimalen Entformung der Bauteile aus dem Schleuderwerkzeug zu ermitteln. Mit den erarbeiteten Modellen und den experimentellen Validierungen ist das Potenzial des Schleuderverfahrens dargelegt und Gestaltungsregeln werden abgeleitet. Diese Arbeit soll deshalb bei der Auslegung von geschleuderten Hybridbauteilen und der Auswahl des Produktionsverfahrens eine wichtige Entscheidungsstütze bieten.

1.2 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit ist in sieben Kapitel gegliedert. Im Anschluss an die Einleitung folgt in Kapitel 2 eine Analyse des Stands der Forschung und Technik. Es werden die konventionellen Produktionsverfahren und Füge Technologien zur Herstellung hybrider FKV-Metall-Hohlprofile vorgestellt. Zudem werden bisherige Erkenntnisse im Hinblick auf das intrinsische Schleuderverfahren analysiert und diskutiert. Aus den bestehenden Defiziten wird in Kapitel 3 eine Zielsetzung abgeleitet und ein Lösungsansatz formuliert. In Kapitel 4 werden geschleuderte FKV-Metall-Zugstangen mechanisch charakterisiert. Dabei werden unterschiedliche Oberflächenbehandlungen untersucht und ein geeignetes Matrixsystem für das Schleuderverfahren identifiziert. Aufbauend auf diesen Ergebnissen erfolgt in Kapitel 5 die belastungsgerechte Entwicklung von numerischen Strukturmodellen für die hybriden Schleuderbauteile. Dabei werden mit einer Kostenfunktion, sowohl für stoffschlüssige als auch für formschlüssige Komponenten, optimale Geometrieparameter ermittelt. Alle entwickelten Modelle werden durch die Herstellung und Prüfung von Schleuderbauteilen validiert. In Kapitel 6 wird der Aufbau eines numerischen Tränkungsmodells auf der Basis des Gesetzes nach Darcy dargelegt. Es werden Modelle für Kinetik, Viskosität und Permeabilität auf die im Schleuderverfahren verwendeten Materialien und Randbedingungen angepasst. Abschließend erfolgt die Validierung des Modells mit einem in das Schleuderwerkzeug integrierten Tränkungs sensor, der Echtzeit signale aus dem laufenden Schleuderprozess ausgibt. Die Arbeit schließt mit Kapitel 7, in dem die wichtigsten Erkenntnisse und Gestaltungsempfehlungen zusammengefasst werden und ein Ausblick formuliert wird.

2 Stand der Forschung und Technik

In Kapitel 2 wird der Stand der Forschung und Technik zur Herstellung von rotationssymmetrischen Komponenten aus FKV dargelegt. Es folgt eine Vorstellung der etablierten Fügeverfahren zur Anbindung von metallischen Lasteinleitungs- und Funktionselementen. Anschließend wird auf die intrinsischen Produktionsverfahren zur direkten Herstellung hybrider FKV-Metall-Bauteile eingegangen. Der Fokus liegt dabei auf dem intrinsischen Schleuderverfahren mit Endlosfaserverstärkung und Duroplastmatrix. Abschließend wird eine Bewertung des aktuellen Schleuderprozesses vorgenommen.

2.1 Verfahren zur Herstellung rotationssymmetrischer Bauteile aus FKV

In vielen technischen Systemen werden mechanische Belastungen übertragen. Klassische Anwendungen sind die Übertragung von Drehmomenten, Zug- oder Druckkräften. Die Gründe für den Einsatz von FKV sind dabei häufig anwendungsspezifisch. Beispielsweise werden Zug-Druck-Stangen in der Luftfahrt vorwiegend wegen des geringen Gewichts eingesetzt (Welsch & Funck 2018; Ulbricht 2012, S. 99). Hierdurch kann Treibstoff eingespart und zusätzlich die Nutzlast des Systems erhöht werden. Bei Antriebswellen aus FKV kommt oft ein weiterer Vorteil hinzu. Aufgrund der hohen spezifischen Steifigkeit des kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffs (CFK) liegt die erste biegekritische Eigenfrequenz höher als bei vergleichbaren Referenzwellen aus Stahl. Daher können Antriebswellen aus FKV länger ausgeführt werden. In der Folge ist es möglich, mehrteilige Stahlwellen zu substituieren und kostenintensive Lagerstellen einzusparen (Tichelmann & Kress 2014; Dickhut 2014, S. 209).

Die FKV-Hohlstrukturen für diese Bauteile können mit verschiedenen Produktionstechniken hergestellt werden (siehe Abbildung 2.1). Dabei umfassen die möglichen Serientechnologien die Pultrusion, das Wickelverfahren, das RTM-Verfahren mit Kern, das Schlauchblasverfahren und das Schleuderverfahren. Alle genannten Verfahren besitzen diverse Vor- und Nachteile hinsichtlich Produktivität, Investitionskosten und Hybridisierung, die in den folgenden Abschnitten näher diskutiert werden.

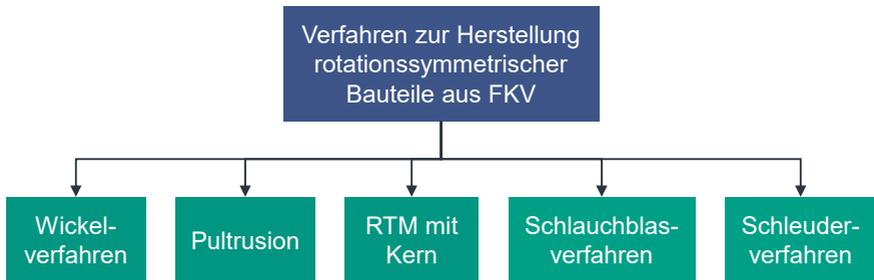


Abbildung 2.1: Verfahren zur Herstellung rotationssymmetrischer Bauteile aus FKV mit duroplastischer Matrix

Im Anschluss an die Herstellung der FKV-Hohlstrukturen werden diese meist mit metallischen Funktions- oder Lasteinleitungselementen gefügt, um die Komponenten an metallische Strukturen anzubinden. Dabei existieren verschiedene Fügetechnologien, um die FKV- und die Metallkomponenten stoff-, form- oder kraftschlüssig zu verbinden. Mit einigen der aufgeführten Produktionsverfahren lassen sich auch intrinsisch hybridisierte FKV-Metall-Verbunde herstellen. Die Definition der intrinsischen Hybridisierung umfasst dabei die Fertigung der Hybridkomponente während des Ur- oder Umformens, ohne dass nachgeschaltete Fügeprozesse eingesetzt werden müssen (Fleischer & Ochs u. a. 2012; Fleischer 2021, S. 2; Fleischer & Nieschlag 2018). In der Folge können die Prozesszeiten und -kosten aufgrund der intrinsischen Hybridisierung reduziert werden. In der Fachliteratur werden deshalb auch die Begriffe intrinsische und extrinsische Hybridisierung verwendet (Fleischer 2021).

2.1.1 Wickelverfahren

Das Wickelverfahren ist ein etabliertes Verfahren zur Herstellung hohler Bauteile aus FKV. Die vorwiegend rotationssymmetrischen Komponenten können sowohl mit duroplastischen als auch mit thermoplastischen Matrixsystemen hergestellt werden. Das Duroplastwickeln lässt sich wiederum in das Nasswickeln und das Prepregwickeln unterteilen.

Die Prozessschritte des Nasswickelns sind in Abbildung 2.2 dargestellt. Der Prozess beginnt mit dem Abziehen einzelner Faserrovings von Spulen, die auf einem Spulenständer gelagert sind. Anschließend werden die Rovings durch ein Bad mit Duroplastmatrix gezogen. In diesem Matrixbad werden die Rovings mit der flüssigen Matrix imprägniert. Zum Herabsetzen der Viskosität wird die Matrix dabei für einige Wickelanwendungen auch erwärmt. Anschließend werden die Fasern durch ein Fadengaue geführt und auf einem sich drehenden

Kern aufgewickelt. Durch die Rotation des Kerns und die translatorische Bewegung des Fadenauges können unterschiedliche Wickelmuster mit beliebigen Faserwinkeln erzeugt werden. Lediglich stark axial orientierte Lagen (0° - 15°) lassen sich nicht mit dem Standardwickelprozess herstellen. Nur unter Zuhilfenahme sogenannter Stiftkronen lassen sich diese Faserorientierungen erzeugen. Nach Abschluss des Wickelns folgt der Aushärtevorgang. Hierfür werden die Bauteile unter Rotation in einem Aushärteofen platziert, um eine vollständige Vernetzung der Matrix zu gewährleisten. (Henning & Moeller 2011, S. 660; May 2020, S. 101)

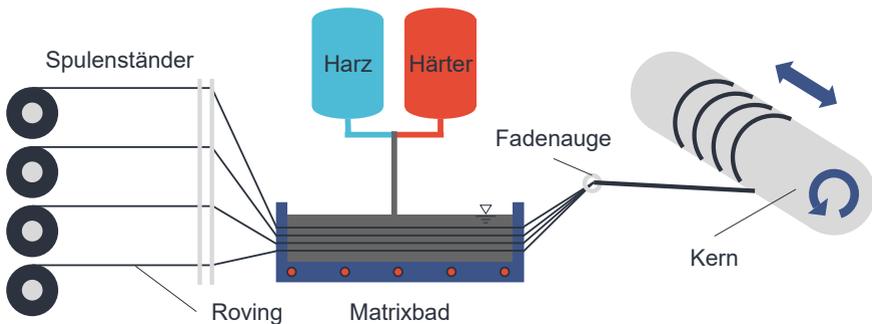


Abbildung 2.2: Prozessablauf des Nasswickelverfahrens zur Herstellung rotationssymmetrischer Hohlstrukturen aus FKV

Im Vergleich zum Nasswickeln werden beim Prepregwickeln schmale vorimprägnierte Bändchen auf den Kern gewickelt, sodass auf ein offenes Matrixbad verzichtet werden kann. Bei dem Prozess kann daher der komplexe Umgang mit flüssigen Chemikalien umgangen werden. Dieser Vorteil steht aber den höheren Materialkosten und der nötigen Kühlung der Prepregs während der Lagerung gegenüber (DuVall 2001).

In der einfachsten Ausführung besitzt eine Wickelanlage zwei Achsen, die Rotationsachse des Kerns und die Translationsachse des Fadenauges. Sollen aber komplexere Geometrien wie gewölbte Zylinderböden, Kegel, Ellipsoide oder ähnliche Bauteile hergestellt werden, so können bis zu sechs Achsen benötigt werden (Henning & Moeller 2011, S. 660). Anstatt einer komplexen Wickelanlage wird deshalb auch oft ein Industrieroboter eingesetzt. Für Anwendungen mit hohen Stückzahlen eignen sich Mehrfach-Wickelanlagen, die mehrere Wickelkerne auf einmal aufnehmen können (May 2020, S. 101). Eine Alternative hierzu sind Anlagen mit Ringfadenaug, bei denen eine große Anzahl von Rovings zeitgleich auf dem Kern ablegt werden kann (Peters 2011, S. 10).

Beim Wickelverfahren lassen sich in Abhängigkeit der Wickelspannung und der verwendeten

Materialien Faservolumengehalte zwischen 30 % - 70 % erreichen (Neitzel & Mitschang u. a. 2014, S. 334). Neben Antriebswellen, Rohren, Walzen, Tanks, Behältern und Zug-Druck-Stangen können auch ganze Raketenrumpfe oder Windkraftflügel gewickelt werden. Die Bauteile erreichen im Allgemeinen eine sehr hohe Laminatqualität. Im Vergleich zu anderen Produktionsverfahren für rotationssymmetrische Bauteile aus FKV wie Pultrusion oder RTM-Verfahren mit Kern liegen jedoch die Stückkosten pro Bauteil signifikant höher (Stoll 2017, S. 107).

2.1.2 Pultrusion

Die Pultrusion ist eine kontinuierliche Produktionstechnologie zur Herstellung von FKV-Profilen für Großserienanwendungen. Der Prozessablauf der Pultrusion ist in Abbildung 2.3 dargestellt. Wie beim Nasswickelverfahren werden zuerst trockene Faserrovings von einem Spulenständer durch ein Matrixbad gezogen und mit der duroplastischen Matrix imprägniert. Im Anschluss werden die getränkten Fasern mittels einer Abzugseinheit durch ein formgebendes Pultrusionswerkzeug gezogen. Das Werkzeug ist beheizt, sodass die Rovings während sie das Werkzeug durchlaufen, konsolidiert werden. Die Abzugseinheit kann deshalb anschließend mit einem Raupenabzug an dem ausgehärteten Profil angreifen. Abschließend erfolgt die Konfektionierung mit einer Säge auf die gewünschte Profillänge. (Henning & Moeller 2011, S. 657-659; May 2020, S. 104)

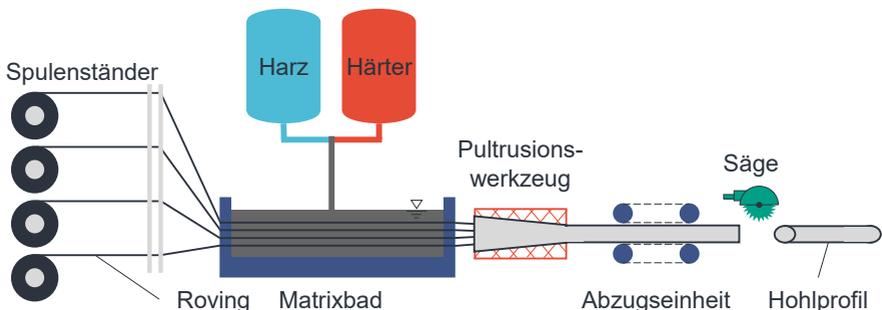


Abbildung 2.3: Pultrusionsverfahren für die kontinuierliche Herstellung von FKV-Profilen

Um neben der unidirektionalen Verstärkung auch Fasern mit multiaxialen Verstärkungen einzubringen, existieren die beiden Sonderverfahren Pullbraiding (Bezerra & Wilhelm u. a. 2015) und Pullwinding (Dispenza & Fuschi u. a. 2002). Beim Pullbraiding werden der Imprägnierung ein oder mehrere Flechtstufen vorangestellt, sodass Geflechte fortlaufend pultrudiert

werden können. Beim Pullwinding werden vor der Imprägnierung mehrere Wickeleinheiten vorgeschaltet (Krebs 2018, S. 12-14). Zudem gibt es auch Verfahrensvarianten, bei denen statt trockenen Rovings vorimprägnierte Prepregs verwendet werden.

Die Produktionsgeschwindigkeit liegt in Abhängigkeit des Matrixsystems, des Faserhalbzeuges und der Querschnittsgeometrie bei 0,3-5 Metern pro Minute (Krebs 2018, S. 8). Infolgedessen eignet sich die Pultrusion besonders für die Großserienfertigung. Allerdings gestaltet sich die Herstellung von Profilen mit multiaxialen Verstärkungsfasern durch die notwendigen Vorstufen (Wickeln oder Flechten) äußerst komplex und erfordert einen hohen Anlageninvest.

2.1.3 Resin-Transfer-Moulding-Verfahren

Das Resin-Transfer-Moulding (RTM)-Verfahren wird vorwiegend zur Herstellung von schalenförmigen Bauteilen aus FKV eingesetzt (May 2020, S. 115). Um hohle rotationssymmetrische Bauteile herzustellen, kann zusätzlich ein Kern verwendet werden. Die Faserhalbzeuge werden dabei auf dem Kern drapiert. Kern und Preform werden anschließend zusammen in das RTM-Werkzeug eingelegt. Der Kern kann entweder aus einem Schaum bestehen (Gerstenkorn o. D., S. 3), metallisch (Stoll 2017, S. 31) oder auswaschbar ausgeführt werden (Z. Xiao & L.T. Harper u. a. 2017). Schaumkerne verbleiben in der Regel im Bauteil, wohingegen metallische und auswaschbare Kerne entfernt werden.

Der Prozessablauf des RTM-Verfahrens für schalenförmige Bauteile ist beispielhaft in Abbildung 2.4 veranschaulicht. Im ersten Schritt werden die trockenen Faserhalbzeuge zugeschnitten. Danach erfolgt die Herstellung eines Preforms, indem die Faserhalbzeuge mit Binder benetzt und in Form gebracht werden. Durch anschließende Wärmezufuhr vernetzt der Binder die unterschiedlichen Lagen des Preforms, sodass eine gewisse Formstabilität für die Handhabung sichergestellt ist. Der Preform wird im Anschluss in ein mehrteiliges Werkzeug eingelegt, das mit einer hydraulischen Presse unter Druck verschlossen wird. Es folgt die Injektion der duroplastischen Matrix. Diese wird unter hohem Druck mit einer Injektionsanlage in die Bauteilkavität gepresst. Werkzeug und Matrix werden dabei beheizt, um die Viskosität zu reduzieren und die Aushärtung zu beschleunigen. Abschließend wird die Presse wieder geöffnet und die Bauteile werden entformt. Je nach Verfahrensvariante können Drücke von bis zu 200 bar aufgebracht werden. Mit diesen hohen Drücken lassen sich sehr kurze Tränkungszeiten erzielen, sodass Taktzeiten im einstelligen Minutenbereich erreichbar werden. (Neitzel & Mitschang u. a. 2014, S. 367; Kothmann & Hillebrand u. a. 2018)

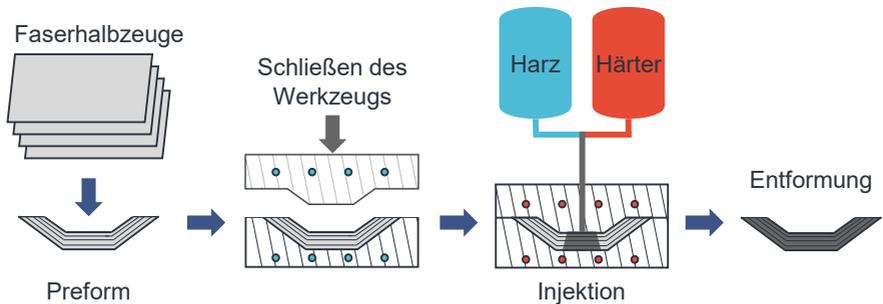


Abbildung 2.4: Ablauf des RTM-Verfahrens zur Herstellung von Bauteilen aus FKV

Die Vorteile des RTM-Verfahrens liegen in der sehr hohen Automatisierung und der guten Oberflächengüte. Das Produktionsverfahren eignet sich daher vor allem für Mittel- und Großserien (May 2020, S. 117). Es können Faservolumenanteile von bis zu 60 % bei sehr geringen Porenanteilen erzielt werden (Henning & Moeller 2011, S. 648). Nachteile des RTM-Verfahrens sind die mit der Anlagentechnik einhergehenden hohen Investitionskosten und der Aufwand zur Entfernung innenliegender Kerne bei hohlen Bauteilen bzw. das Mehrgewicht bei im Bauteil verbleibenden Kernen.

2.2 Schlauchblas- und Schleuderverfahren

Auch mit den Produktionstechnologien Schlauchblas- und Schleuderverfahren lassen sich rotationssymmetrische Bauteile aus FKV herstellen. Aufgrund der Möglichkeit der intrinsischen Hybridisierung innerhalb dieser Produktionsprozesse werden diese Verfahren aber besonders in Abschnitt 2.4 vorgestellt.

2.3 Fügeverfahren zur extrinsischen Hybridisierung von FKV-Bauteilen

Nach der Herstellung von rotationssymmetrischen Bauteilen aus FKV werden diese meist nachträglich mit metallischen Funktionselementen gefügt. Aufgrund des nachgeschalteten Fügeprozesses wird dieser Vorgang auch als extrinsische Hybridisierung bezeichnet (Fleischer 2021). Bei den gefügten metallischen Funktionselementen kann es sich um Zahnräder,

Lager, Rotorscheiben, Lasteinleitungselemente oder ähnliche Bauteile handeln. Die Füge-technologien zum Verbinden des FKV mit der Metallkomponente basieren dabei entweder auf Kraft-, Stoff- oder Formschluss (Schürmann 2005, S. 485). In Abbildung 2.5 sind die industriell am weitesten verbreiteten Füge-technologien aufgeführt. Zur Übertragung von Zug-, Druck- und Torsionsbelastungen eignen sich der Pressverband, die Klebung, die Bolzenverbindung und die kraftschlüssige Verbindung mit strukturierter Oberfläche der metallischen Lasteinleitungselemente. Die Schraubverbindung mit einem Gewinde eignet sich dagegen nur zur Übertragung axialer Zug- und Druckbelastungen. Im Folgenden werden die einzelnen Füge-technologien näher vorgestellt.

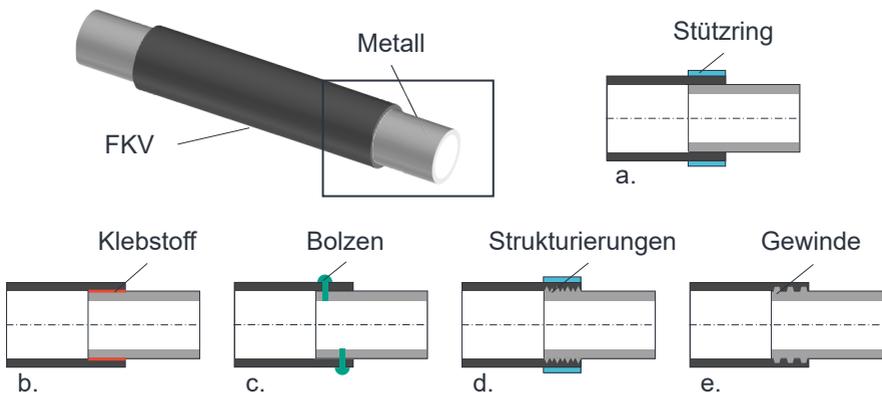


Abbildung 2.5: Extrinsische Füge-technologien zur Hybridisierung von rotationssymmetrischen FKV-Hohlstrukturen: (a) Längspressverband mit einem Stützring, (b) Zylindrische Klebeverbindung, (c) Bolzenverbindung (d) Kraftschlüssige Verbindung durch strukturierte Oberfläche des Lasteinleitungselements, (e) Gewindeverbindungen

Pressverband

Eine Möglichkeit zur Übertragung von Axialkräften oder Torsionsmomenten stellt der kraftschlüssige Pressverband dar. Dabei wird zwischen einem Längs- und einem Querpressverband unterschieden (DIN 7190-1 2017). Beim Längspressverband wird ein inneres Lasteinleitungselement in die hohle FKV-Komponente eingepresst (siehe Abbildung 2.5a). Die Kraftübertragung kann durch einen zusätzlichen Stützring weiter erhöht werden (Fischer 2005, S. 135-139). Der Querpressverband wird dagegen durch ein thermisches Unterkühlen des Innenbauteils oder ein Erwärmen und Aufschrumpfen des Außenteils erzeugt (Steffens 2000, S. 56). Die übertragbaren Axialkräfte und Torsionsmomente sind von den Parametern

Überlappfläche, Fugendruck und statischem Reibkoeffizient abhängig (DIN 7190-1 2017; Croccolo & Agostinis u. a. 2012). Eine Möglichkeit, die Verbindungsfestigkeit zu erhöhen, ist deshalb die Steigerung des Reibkoeffizienten durch Mikroverzahnungen (Fischer 2005, S. 137 und S. 155). Zudem werden oft Klebstoffe eingesetzt, um die Festigkeit weiter zu steigern (Croccolo & Agostinis u. a. 2012). Die Lastübertragung bei Pressverbindungen wird als sehr hoch eingestuft und liegt über dem Potenzial von Klebeverbindungen (Lenz & Spitzer 2014, S. 9). Ein weiterer Vorteil ist die Resttragfähigkeit nach Überlast (Fahr & Kollmannsberger 2017, S. 49). Dieser Aspekt gilt jedoch nur für zylindrische Pressverbände zur Übertragung von Torsionsmomenten und nicht für axiale Kraftübertragungen. Als Nachteil der Pressverbände werden die hohen Aufwände durch Toleranzanforderungen und Oberflächenbearbeitungen angesehen. Zudem kann durch Kriechen unter Temperatureinfluss die Festigkeit reduziert werden (Lee 2007).

Klebeverbindungen

Beim nachträglichen Fügen von FKV- und Metallkomponenten kommt häufig das stoffschlüssige Kleben zum Einsatz. Die Festigkeit der entstehenden Klebeverbindung ist dabei abhängig von Klebgeometrie, Klebfläche, Klebschichtdicke, Oberflächenbeschaffenheit, Fügeparteilsteifigkeiten, dem Anpressdruck während des Aushärtens und dem verwendeten Klebstoff selbst (Habenicht 2006; Schürmann 2005, S. 569-603).

Erste analytische Modelle für rohrförmige Überlappverbindungen wurden von (Lubkin & Reissner 1956) und (Volkersen 1965) entwickelt. Die Ergebnisse dieser Modelle zeigen, dass sowohl für Torsions- als auch für Zugbelastungen die versagenskritischen Maximalspannungen stets am Ende der Überlappung auftreten. Dem kann entgegengewirkt werden, indem Kehlen aus Klebstoff ausgeformt und die Spannungsspitzen so reduziert werden (Adams & Peppiatt 1977). Darüber hinaus können die Spannungsspitzen auch durch Schäftung der Fügepartner verringert werden (Schürmann 2005, S. 573).

(Kim & Kim u. a. 1992) vergleichen einseitig und doppelseitig geklebte Überlappverbindungen zwischen CFK-Hohlstrukturen und Lasteinleitungselementen aus Stahl. Die doppelseitigen Überlappverbindungen weisen dabei höhere Verbindungsfestigkeiten auf, wobei der zusätzliche Aufwand bei der Fertigung und das zusätzliche Gewicht berücksichtigt werden müssen. Darüber hinaus wird gezeigt, dass mit Oberflächenbehandlungen die Festigkeit signifikant erhöht werden kann und auch die Klebschichtdicke sowie die Oberflächenrauheit einen Einfluss besitzen. Diese Beobachtungen stimmen mit (Habenicht 2006, S. 307 und S. 444) überein, der eine maximale Rautiefe R_{\max} von 50 μm und eine Klebschichtdicke von 0,1 mm empfiehlt. Auch die Überlapplänge besitzt einen großen Einfluss. Bei Torsionsversuchen mit geklebten FKV-Metall-Verbindungen zeigen (Hosseinzadeh & Taheri 2009) numerisch und

experimentell, dass die Verbindungsfestigkeit sich zunächst mit steigender Überlapplänge erhöht und ab einer bestimmten Länge nicht weiter zunimmt. Zusätzlich wird auch in dieser Studie eine starke Abhängigkeit von Oberflächenbehandlungen festgestellt.

Besonders entscheidend für das strukturelle Kleben ist daher die Auswahl und präzise Durchführung einer geeigneten Oberflächenbehandlung (DIN EN 13887 2003). Dabei wird zwischen dem Entfernen von Kontaminationen, der physikalischen Veränderung der Oberfläche und der chemischen Behandlung unterschieden. (Molitor & Barron u. a. 2001) zeigen diesbezüglich eine gute Übersicht und einen Vergleich etablierter Oberflächenbehandlungen und deren Wirkung beim Kleben von FKV und Metall.

Bolzenverbindungen

Bolzenverbindungen sind formschlüssige Lasteinleitungen und können auch beim Fügen von FKV und Metall zum Einsatz kommen. Bei der Herstellung der Verbindung werden Löcher in die FKV-Struktur gebohrt und Bolzen durch das Laminat in das metallische Lasteinleitungselement eingebracht (siehe Abbildung 2.5c). Dieser Fügeprozess ist daher sehr aufwendig. Die Vorteile der Bolzenverbindung liegen in der einfachen Qualitätssicherung, dem gutmütigen Versagensverhalten und der großen Anzahl an verfügbaren Anwendungsbeispielen sowie Forschungsuntersuchungen. Nachteilig ist, dass durch die notwendigen Bohrungen stets Faserverläufe unterbrochen sowie Kerbwirkungen induziert werden und die Bolzen zusätzliches Gewicht in die Verbindung mit einbringen (Schürmann 2005, S. 514-515). Die Versagensformen der Bolzenverbindung im Laminat werden eingeteilt in Lochleibung, Aufspalten, Flankenzugbruch, Ausreißen und eine Kombination aus Aufspaltung und Flankenzugbruch (Stellbrink 1993, S. 45). Zudem kann der Bolzen selbst durch Scherung versagen (Lenz & Spitzer 2014, S. 14). Die Auslegung der Bolzenverbindung kann sowohl analytisch als auch numerisch erfolgen. Je nach Ausführung von Laminat und Bolzen können unterschiedliche Sicherheiten gegen die unterschiedlichen Versagensformen erzielt werden.

Kraftschlüssige Verbindungen durch Strukturierung der Lasteinleitungselemente

Eine alternative Methode um FKV und Metall extrinsisch zu hybridisieren besteht in der Strukturierung der metallischen Lasteinleitungselemente und dem nachträglichen Verpressen mit der FKV-Struktur. In seinen Forschungen verpresste (Roberts 1985) strukturierte Lasteinleitungselemente und untersuchte die Auszugkräfte bei flächigen Strukturen. Es konnten hohe statische Reibkoeffizienten von 0.3 - 1.06 festgestellt werden. Dieser Ansatz der kraftschlüssigen Verbindung von FKV und Metall lässt sich auch auf rohrförmige Strukturen übertragen (Elter 2015; Gerhard & Friedrich 2014; Zhang & Zhao u. a. 2014). Eine Möglichkeit besteht darin, strukturierte Lasteinleitungselemente in die geschlitzte Hohlstruktur einzuschieben und

diese Komponenten anschließend mit einer Ringarmierung über den gesamten strukturierten Bereich zu verpressen (Elter 2015, S. 118, Schürmann & Elter 2014). Alternativ kann ein Konusspannelement mit einer Schraube verwendet werden, welches das strukturierte Lasteinleitungselement von innen in die FKV-Hohlstruktur einpresst (Gerhard & Friedrich 2014). Gemein haben diese Verbindungen, dass die Zähne der Strukturierungen in das Laminat gepresst werden und so durch die eingepressten Zähne eine reibkraftschlüssige Kraftübertragung gewährleistet wird (siehe auch Abbildung 2.5d). Bei dieser Art der Belastung ist jeweils der vorderste Zahn am stärksten beansprucht (Deng & Zhao u. a. 2013). Finite-Element (FE)-Berechnungen und Experimente zeigen, dass mit spitzen Zähnen (Spitzenwinkel 60°) eine optimale Kraftübertragung erzielt werden kann (Elter 2015, S. 127). Die Strukturierungen können dabei entweder durch Rändeln (DIN 82 1973) oder durch eine Fräsbearbeitung hergestellt werden. Die Vorteile dieser Verbindungsart liegen in der einfachen Umsetzung und der schnellen Lösbarkeit der Verbindung beim Recycling. Als Nachteile gelten die aufwendige Fertigung und der Vorspannverlust im Laufe der Zeit.

Gewindeverbindungen

Ein weiterer Ansatz ist die Einbringung von Gewinden in die FKV-Struktur, um axiale Lasten übertragen zu können (siehe Abbildung 2.5e). Dafür können die Gewinde direkt in die FKV-Struktur eingeschliffen werden (Katz & Klimach u. a. 2019). Alternativ können auch FKV-Hohlstrukturen mit Gewinden im Wickelverfahren hergestellt werden. Dafür bedarf es eines mehrteiligen Wickelkerns, der nach Abschluss des Wickelns entfernt und gegen ein metallisches Lasteinleitungselement ausgetauscht wird. Bei einem Vergleich zwischen Trapezgewinde, Rundgewinde und Rund-Trapezgewinde konnte das Rund-Trapezgewinde als die Konstruktionslösung mit der geringsten Laminatanstrengung identifiziert werden. Zusätzlich empfiehlt sich der Einsatz einer Bandagierung mit 90° -Umfangslagen, um die durch Flankenpressung induzierten hohen tangentialen Belastungen aufzunehmen und ein Aufweiten bei Krafteinleitung zu unterbinden. (Hufenbach & Kroll u. a. 2005)

2.4 Produktionstechnologien zur Herstellung von intrinsisch hybridisierten FVK-Metall Bauteilen

Im Gegensatz zu extrinsischen Füge-technologien wird bei intrinsischen Fertigungstechnologien die Prozessführung oder das Produkt selbst angepasst, sodass kein nachgeschalteter Fügeprozess notwendig ist, sondern die Hybridisierung direkt im Ur- oder Umformprozess stattfindet (Fleischer & Ochs u. a. 2012). Daraus resultieren geringere Prozesszeiten und

-kosten. Diese Vorteile müssen jedoch immer im Vergleich zur notwendigen Anpassung der Technologie oder des Produkts bewertet werden. Im Folgenden werden die Produktionstechnologien zur Herstellung von intrinsisch hybridisierten Bauteilen aus FKV und Metall genauer vorgestellt.

Pinverbindungen

Pinverbindungen bieten die Möglichkeit, die Kraftübertragung formschlüssig in das Laminat einzuleiten. Metallische Pins werden dafür in einem vorbereitenden Schritt auf das Lasteinleitungselement aufgeschweißt (Ucsnik & Scheerer u. a. 2010). Anschließend werden die trockenen Faserhalbzeuge aufgelegt, sodass die metallischen Pins über mehrere Faserlagen in das spätere FKV-Bauteil hineinragen. Die Tränkung der Faserhalbzeuge erfolgt dann mit einem Flüssigimprägnierverfahren, wie beispielsweise dem RTM-Verfahren. Da die formschlüssige Verbindung zwischen FKV und Metall im Urformprozess entsteht, kann die Produktionstechnologie mit Pinverbindungen als intrinsisch bezeichnet werden.

Für das Preforming bei Hohlstrukturen für spätere Torsions- oder Axialkraftanwendungen eignet sich zudem das Überflechten der Pin-Strukturen durch ein Flechtrad (Hufenbach & Lenz u. a. 2012). Hierbei können numerische Simulationen unterstützen, um die Fasern zielgerichtet auf dem metallischen Lasteinleitungselement zu platzieren und Flechtfehler wie Garnaufspaltungen oder Verdrehungen der Faserbündel durch die Pins zu vermeiden (Sun & Kawashita u. a. 2018). Numerische Strukturmodelle und experimentelle Untersuchungen zeigen, dass es mechanische Vorteile erbringt, die Pins möglichst schlank auszuführen und bei dünnen Laminatdicken einzusetzen (Lenz & Spitzer 2014, S. 39).

Co-cured bonding

Ähnlich dem Kleben können FKV und Metall beim Aushärten der duroplastischen Matrix intrinsisch mittels Stoffschluss gefügt werden. Diese Methode ist auch unter dem englischen Begriff *co-cured bonding* bekannt. Beim co-cured bonding werden die metallischen Funktionselemente zusammen mit dem trockenen Faserpreform in eine Werkzeugform gelegt und durch die Injektion mit einer duroplastischen Matrix benetzt. Der Vorteil dieser Fügemethode liegt in der Reduzierung der Prozesskette, da nicht nachträglich geklebt werden muss und die Zeit für das Aushärten der Klebstoffe entfällt. Zudem kann auf Kleblehren zur korrekten Positionierung der zu fügenden Bauteile verzichtet werden.

Der intrinsisch hergestellte Stoffschluss basiert auf der adhäsiven Eigenschaft der eingesetzten Matrix. Die Injektion kann mittels dem RTM- (Wang & Bobbert u. a. 2016; Wang & Lauter u. a. 2016) oder dem Vacuum-Assisted-Resin-Infusion (VARI)-Verfahren erfolgen,

bei dem mit Hilfe einer Vakuumpumpe die Matrix in den trockenen Preform gezogen wird (Streitferdt & Rudolph u. a. 2017). Auch Ansätze des co-cured bondings mit vorimprägnierten Prepregs sind bekannt (Herwig & Horst u. a. 2018; Shin & Lee 2003). Im Vergleich zu dem klassischen Kleben können metallische Funktionselemente interlaminar integriert werden (Studer & Keller u. a. 2018; Muth & Pottmeyer u. a. 2020). Mit diesem Ansatz sind Vorteile hinsichtlich der Verbindungsfestigkeit im Vergleich zum einfachen Kleben erzielbar (Studer & Keller u. a. 2018; Herwig & Horst u. a. 2018). Zudem erhöht sich durch eine interlaminare Integration der metallischen Funktionselemente die Schädigungstoleranz der Bauteile (Muth 2021, S. 181).

In Analogie zu Klebeverbindungen können auch beim intrinsisch hergestellten Stoffschluss die Verbindungsfestigkeiten durch Oberflächenbehandlungen verbessert werden. So erhalten (Wang & Bobbert u. a. 2016; Shin & Lee 2003) durch eine Laserstrukturierung der metallischen Fügeoberfläche deutlich höhere Festigkeitswerte. Zudem kann auch durch eine Temperaturerhöhung beim Imprägnieren die Festigkeit der Verbindung weiter gesteigert werden (Fleischer 2021, S. 182). Darüber hinaus wurden auch Auswirkungen der Faserorientierung auf die Verbindungsfestigkeiten festgestellt, da die Steifigkeit der FKV-Komponente signifikant durch die Faserorientierung beeinflusst wird (Shin & Lee 2003). Insgesamt ergeben sich somit viele Gemeinsamkeiten mit dem extrinsischen Kleben aus Abschnitt 2.3.

Neben der Herstellung von co-cured bonded Verbindungen für punktförmige Lasteinleitungen aus Metall, sogenannten Inserts, existieren auch Ansätze zum intrinsischen Hybridisieren von zylindrischen FKV-Wellen mit metallischen Lasteinleitungen (Choi & Lee 1997). Die Ergebnisse der mechanischen Torsionsprüfungen zeigen, dass auch bei dieser Anwendung Oberflächentopologie, Steifigkeit der Fügepartner und Benetzung der Fügeoberflächen einen signifikanten Einfluss auf die erreichbaren Verbindungsfestigkeiten besitzen.

Schlauchblasverfahren

Das Schlauchblasverfahren zur Herstellung von FKV-Hohlstrukturen kann entweder mit thermoplastischen Prepregs (Barfuss & Grützner u. a. 2018) oder trockenen Faserhalbzeugen erfolgen (Schillfahrt & Fauster u. a. 2017). Der Prozessablauf mit trockenen Faserhalbzeugen ist in Abbildung 2.6 dargestellt. Im ersten Prozessschritt werden die Faserhalbzeuge über den elastischen Schlauch gezogen. Im Anschluss werden Faserhalbzeuge und Schlauch zusammen in ein mehrteiliges Werkzeug eingelegt. Das Werkzeug wird verschlossen und der Schlauch mit Druck beaufschlagt. Die Schläuche bestehen klassischerweise aus Silikon oder Schlauchfolien aus Polyethylen (PE) oder Polyamid (PA) (Bulat 2018, S. 42). Bei der duroplastischen Verfahrensvariante erfolgt die Matrixinjektion identisch zu der des RTM-Verfahrens mit einer Injektionseinheit, weshalb auch oft der Begriff Schlauchblas-RTM verwendet wird.

Bei der thermoplastischen Verfahrensvariante muss keine Matrixzufuhr erfolgen. Die Konsolidierung der Bauteile wird alleine durch den Druck und eine hohe Temperaturzufuhr bewerkstelligt.

Um eine gute Bauteilqualität zu erhalten und das Kollabieren des Schlauchs oder das Verschieben von Fasern zu verhindern, sollte der Injektionsdruck der Matrix immer unter dem Innendruck des Blasschlauchs liegen (Neitzel & Mitschang u. a. 2014, S. 374). Nach Abschluss der Tränkung kann innerhalb einer Nachdruckphase der Schlauchdruck noch einmal weiter erhöht werden (Lehmann 1999). Durch den flexiblen Blasschlauch und die Verwendung von nachgiebigen Faserflechtschläuchen lässt sich ein breites Spektrum von Bauteilen herstellen. Dadurch ist auch die Möglichkeit gegeben, Funktionselemente wie Lasteinleitungselemente, Zahnräder, Lagerringe oder ähnliche Bauteile intrinsisch im Prozess per Form- oder Stoffschluss mit der FKV-Struktur zu verbinden (Hufenbach & Helms u. a. 2007).

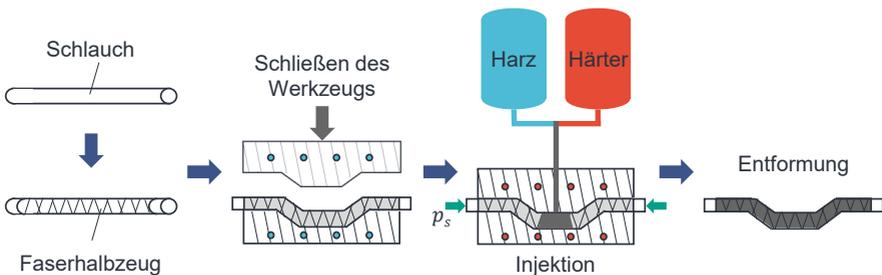


Abbildung 2.6: Prozessablauf des Schlauchblasverfahrens zur Fertigung von FKV-Komponenten (eigene Darstellung in Anlehnung an (Schiffahrt & Fauster u. a. 2017))

2.4.1 Schleuderverfahren

Das Schleuderverfahren mit duroplastischer Matrix bietet neben der reinen Profilerstellung die Möglichkeit, metallische Funktionselemente intrinsisch innerhalb des Schleuderverfahrens form-, stoffschlüssig oder kombiniert zu fügen. Aufgrund des Fokus der vorliegenden Arbeit soll die Entwicklung des Schleuderverfahrens an dieser Stelle ausführlich vorgestellt werden.

Das Produktionsverfahren Schleuderguss ist in der metallischen Industrie seit langem ein etabliertes Gießverfahren zur Herstellung rotationssymmetrischer Bauteile aus Metall. Die

Verfahrenstechnologie wurde ab 1940 in den USA auf die Produktion von Rohren aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) übertragen (Usab & Usab 1958). Dabei wurden die ersten geschleuderten GFK-Rohre in der Ölindustrie eingesetzt (Witten 2013, S. 480). Das Schleuderverfahren basiert auf der Nutzung der Zentrifugalkraft, indem eine horizontal gelagerte Kokille bzw. ein sogenanntes Schleuderwerkzeug in Rotation versetzt wird. Innerhalb dieses Schleudervorgangs werden Faserverstärkungen, entweder in Form von geschnittenen Rovings, Geweben oder Fasergelegen, eingebracht. Der Prozessablauf ist in Abbildung 2.7 verdeutlicht. Rovings werden in einer Schneideinheit zerkleinert und zusammen mit der Matrix über einen Sprühkopf eingebracht (May 2020, S. 101). Die gezeigte Verfahrensvariante ist unter der Bezeichnung Rotations-Harz-Faser-Spritzverfahren (RHF-Verfahren) bekannt (Dürkop & Maihart 1973).

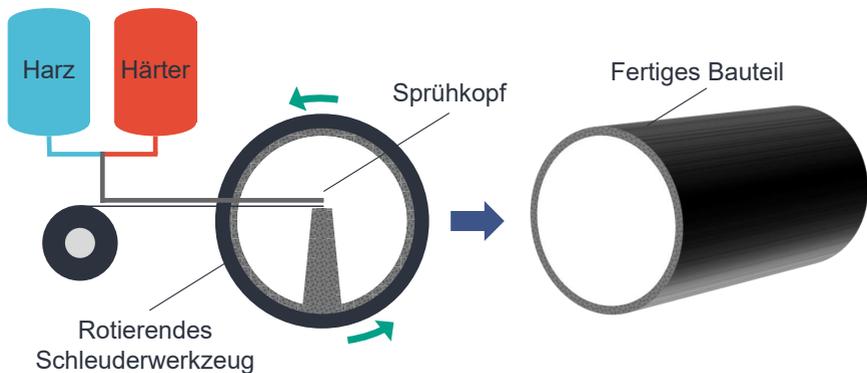


Abbildung 2.7: Prozessablauf des Schleuderverfahrens mit Sprühkopf und geschnittenen Faserhalbzeugen (eigene Darstellung nach (May 2020, S. 101))

Bei der Verwendung von Geweben und Fasergelegen werden diese entweder direkt in das Werkzeug eingelegt oder vorgelagert auf einem Hilfsdorn aufgewickelt und dann später während des Schleuderprozesses in das offene Werkzeug abgewickelt. Die Zufuhr der Matrix erfolgt in diesem Fall nachgeschaltet, wenn sich alle Fasern an die Werkzeuginnenwand angelegt haben (Neitzel & Mitschang u. a. 2004, S. 330). Der Rotationsprozess wird solange aufrechterhalten, bis die Matrix komplett ausgehärtet ist und das Bauteil entformt werden kann. Sollte der Schleudervorgang zu früh gestoppt werden, kann es dazu kommen, dass die dann noch gelartige Matrix aufgrund der Gravitationskraft langsam an den Wänden des Schleuderwerkzeugs herabläuft. In der Folge entstehen Formabweichungen und das Schleuderbauteil muss als Ausschuss deklariert werden.

Für große Bauteillängen kommen Anlagen zum Einsatz, welche in der Lage sind, die In-

jektionseinheit für die Matrixzufuhr axial zu verfahren. Durch die wirkende Zentrifugalkraft aufgrund der Rotation und das axiale Verfahren stellt sich eine homogene Matrixverteilung ein. Die notwendige Zugänglichkeit für die Matrixinjektion bedingt, dass mindestens eine Seite des Schleuderwerkzeugs offen ausgeführt ist. In der simpelsten Ausführung werden daher Metallringe an beiden Enden des zylindrischen Werkzeugs montiert, um ein Austreten der Matrix während der Rotation zu verhindern. (Dürkop & Maihart 1970)

Als Folge des Außenwerkzeugs lassen sich sehr gute äußere Oberflächenqualitäten der FKV-Schleuderbauteile erzielen. Zudem können mit einem geringen Matrixüberschuss auch sehr glatte Innenoberflächen hergestellt werden. Die Innenoberfläche besteht dann aus einer reinen Matrixschicht. Dieser Aspekt ist besonders zweckmäßig, wenn die Bauteile später als Kanal- oder Druckrohre verwendet werden sollen, da bei diesem Einsatz ein geringer Reibungswiderstand vorteilhaft ist. Bei mechanisch stark belasteten Bauteilen darf diese reine Matrixschicht nicht zu dick ausgeführt werden, da ansonsten spröde Rissbildung bei thermischer oder mechanischer Belastung droht (Selden 1967, S. 609).

Für das Schleuderverfahren werden vorwiegend ungesättigte Polyesterharze, Vinylesterharze und Epoxide eingesetzt (May 2020, S. 101). Einige der eingesetzten Matrixsysteme erfordern das Erhitzen der Werkzeuge oder den Einbau der Schleuderanlage in eine Heizkammer (Selden 1967, S. 609). Durch die gezielte Wärmezufuhr verkürzen sich die Aushärtezyklen und die Wirtschaftlichkeit des Produktionsverfahrens wird gesteigert. Auf der anderen Seite steigen auch der Aufwand und die Kosten, vor allem bei der Erwärmung von sehr großvolumigen Bauteilen. Ermittelte Produktionszeiten mit Wärmezufuhr für ein Rohr von 2 m Länge und 800 mm im Durchmesser liegen zwischen 45 - 60 min (Rost A. 1965). Um die Entformung der geschleuderten Bauteile zu erleichtern, werden Trennmittel eingesetzt, die eine Haftung zwischen Laminat und Werkzeugoberfläche verhindern (Neitzel & Mitschang u. a. 2004, S. 331). Zusätzlich begünstigt das Schwinden der Matrix den Entformungsvorgang, da sich die Bauteile zum Teil von der Werkzeuginnenseite freischwinden. Beim Einsatz einer Epoxidmatrix fällt dieser Effekt weniger stark aus, da die Schwindung bei Epoxiden äußerst gering ist. (Rost A. 1965)

Die wichtigste Randbedingung beim Schleuderverfahren ist, dass das Werkzeug stets über der Mindestdrehzahl n_{min} rotiert, damit die flüssige Matrix mit ausreichend Kraft nach außen in die trockenen Fasern gedrückt wird. Die erforderliche Mindestdrehzahl n_{min} kann durch das Gleichsetzen von Gewichtskraft der Schleudermasse $F_g = m \cdot g$ und der Zentrifugalkraft $F_{Zf} = m \cdot \omega^2 \cdot r$ wie folgt ermittelt werden (Neitzel & Mitschang u. a. 2004, S. 330):

$$m \cdot g = m \cdot \omega^2 \cdot r$$

2.1

$$m \cdot g = m \cdot \left(\frac{2\pi n_{min}}{60} \right)^2 \cdot r \quad 2.2$$

$$n_{min} = \frac{60}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{g}{r}} \quad 2.3$$

mit m der rotierenden Masse, g der Erdbeschleunigung, ω der Winkelgeschwindigkeit und r dem Radius. Die Winkelgeschwindigkeit ω kann dabei durch $\frac{2\pi n_{min}}{60}$ ersetzt werden. Anhand der Gleichung 2.3 ist ersichtlich, dass die Mindestdrehzahl nur vom Radius r abhängt. Um die Tränkung zu beschleunigen und die Verdichtung zu erhöhen, wird deshalb bei der Fertigung um ein Vielfaches über der Mindestdrehzahl geschleudert. Die maximale Schleuderdrehzahl hängt dabei maßgeblich von der Wuchtgüte des Schleuderverkzeugs und der verwendeten Anlage ab. Mit steigender Drehzahl oder größerem Bauteildurchmesser kann der erreichbare Faservolumengehalt gesteigert und die Entlüftung des Laminats verbessert werden (Dürkop & Maihart 1970; Selden 1967, S. 609).

Hinsichtlich der maximalen Bauteilabmessungen ist festzuhalten, dass bereits Schleuderteile mit bis zu 8 m Länge und 2 m Durchmesser gefertigt wurden. Bauteilvarianten, die mit dem Schleuderverfahren hergestellt werden sind unter anderem Rohre (Hobas 2022), Masten (Castioni Kunststoffe 2022), Walzen, Hülsen (Selden 1967, S. 610) und Silos (Dürkop & Maihart 1973). Zudem ist es auch möglich Behälter herzustellen, indem der Boden vorher in das Schleuderverzeug eingelegt wird und anschließend mit in das spätere Bauteil eingeschleudert wird (Dürkop & Maihart 1970). Insgesamt wird dem Schleuderverfahren eine gute Wirtschaftlichkeit bei kleinen bis mittleren Serien bescheinigt (Selden 1967, S. 610).

Schleuderverfahren zur Herstellung von endlosfaserverstärkten Rohren mit thermoplastischer Matrix

Um die Jahrtausendwende war das Wickeln mit Thermoplastmatrix noch nicht in der Lage hochwertige Laminatqualitäten mit glatten Oberflächen zu liefern. Zudem ließen sich mit der aufwendigen Prozessführung nur niedrige Wickelgeschwindigkeiten erzielen (Ehleben 2002, S. 20). Deshalb wurde von *Ehleben* das Schleuderverfahren zur Herstellung von thermoplastischen endlosfaserverstärkten Rohren (TER-Verfahren) entwickelt. (Ehleben 2002; Ehleben & Schürmann 2006; Schürmann & Kampke 1993)

Der Verfahrensablauf des TER-Schleuderverfahrens ist in Abbildung 2.8 dargestellt. Insgesamt besteht das Fertigungsverfahren aus vier Schritten. Im ersten Prozessschritt werden die eingesetzten Verstärkungsfasern um ein unverstärktes Thermoplastrohr gewickelt. Die trockenen Rovings können dem Lastfall entsprechend in beliebigen Faserwinkeln auf das Rohr

gewickelt werden. Alternativ können auch Gewebe oder Flechtschläuche eingesetzt werden. Anschließend wird das mit Fasern umwickelte Thermoplastrohr in das Schleuderwerkzeug eingelegt. Das Werkzeug wird luftdicht verschlossen und kann bei Bedarf auch evakuiert werden. Der dritte Prozessschritt umfasst das Aufheizen des Werkzeugs unter Rotation. In Folge der Wärme schmilzt der Thermoplast und imprägniert aufgrund der Zentrifugalwirkung die außenliegenden Verstärkungsfasern. Der finale Fertigungsschritt beinhaltet das Abkühlen und die Entnahme des fertigen FKV-Bauteils. Da das rotierende Werkzeug einen sehr guten Wärmeübergang zur Umgebung besitzt, ist die Abkühlzeit infolge der erzwungenen Konvektion äußerst gering. (Ehleben 2002, S. 11)

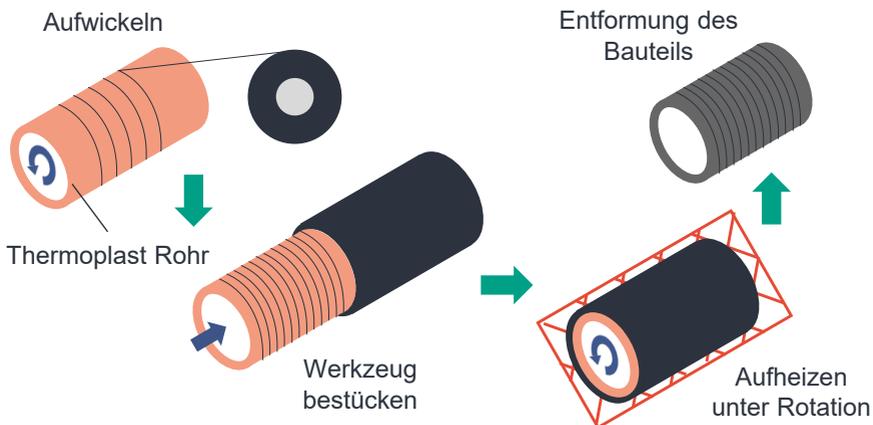


Abbildung 2.8: Prozessablauf des TER-Schleuderverfahrens (eigene Darstellung nach (Ehleben & Schürmann 2006))

Für die Wirtschaftlichkeit des TER-Verfahrens ist es von besonderer Relevanz, die benötigte Zeit für das Aufschmelzen des Thermoplasts und die Tränkung der trockenen Fasern berechnen zu können. So kann der Zeitpunkt bestimmt werden, an dem die Wärmezufuhr gestoppt und das Bauteil nach ausreichender Abkühlung entformt werden kann. Daher wurde auf der Grundlage des Gesetzes nach Darcy (Darcy 1856) ein Tränkungsmodell für das TER-Schleuderverfahren entwickelt (Ehleben & Schürmann 2006). Das Darcy Gesetz beschreibt allgemein die Strömung eines Fluids durch ein poröses Medium (Darcy 1856):

$$\mathbf{v} = -\frac{K}{\eta} \cdot (\nabla p - \rho \cdot \mathbf{g}) \quad 2.4$$

mit v der Fließgeschwindigkeit, K der Permeabilität des porösen Mediums, η der Viskosität ∇p dem Druckgradient, ρ der Fluidichte und g der Erdbeschleunigung. Das Gesetz nach

Darcy wurde rein empirisch durch Experimente ermittelt. Später stellte sich heraus, dass es sich bei diesem Gesetz um eine Vereinfachung der Navier-Stokes-Gleichung handelt, bei der die Trägheitskräfte entfallen (Neuman 1977). Zudem kann der Einfluss der Erdbeschleunigung vernachlässigt werden, da dieser bei hohen Drehzahlen im Vergleich zu den wirkenden Radialbeschleunigungen ausreichend gering ist (Ehleben 2002, S. 55; Neitzel & Mitschang u. a. 2004, S. 330). Für eine eindimensionale Strömung kann die Gleichung 2.4 daher wie folgt vereinfacht werden (May 2020, S. 162; Neitzel & Mitschang u. a. 2014, S. 210):

$$v_x = \frac{Q}{A} = -\frac{K_x}{\eta} \cdot \frac{\Delta p}{\Delta x} \quad 2.5$$

Bezogen auf den vorliegenden Anwendungsfall, der Imprägnierung der Fasern mit der Thermoplastschmelze, stellt v_x die volumengemittelte Fließgeschwindigkeit in Richtung der Koordinate x dar, Q den sich einstellenden Volumenstrom, A die effektiv durchströmte Fläche des porösen Mediums, K_x die Permeabilität der Faserhalbbeuge in Fließrichtung, η die Viskosität der Thermoplastschmelze, Δp den Druckunterschied zwischen Ein- und Ausgang und Δx die durchströmte Länge. Damit das Gesetz nach Darcy Gültigkeit besitzt, müssen zudem folgende Bedingungen erfüllt sein (May 2020, S. 211; Neitzel & Mitschang u. a. 2014, S. 221):

- Das strömende Fluid ist newtonsch und damit unabhängig von der Schergeschwindigkeit
- Das Fluid ist inkompressibel und besitzt eine konstante Dichte während der Tränkung
- Die Strömung ist laminar (nicht turbulent) und besitzt eine Reynoldszahl $Re < 1$
- Die durchströmte Fläche zeigt keine Veränderung und die Permeabilität ist konstant

Viele dieser Bedingungen sind für den betrachteten Prozess hinreichend erfüllt. Der flüssige Thermoplast kann als inkompressibel angenommen werden und die Strömungsgeschwindigkeit ist so gering, dass eine ausreichend kleine Reynoldszahl Re vorliegt. Zudem wird die durchströmte Fläche im Schleuderprozess nicht verändert oder verdichtet und die Permeabilität bleibt somit konstant. Auch die Viskosität des Thermoplasts bleibt konstant, da eine isotherme Prozessführung während der Tränkung vorausgesetzt wird. Jedoch zeigen thermoplastische Schmelzen im Allgemeinen kein newtonsches Werkstoffverhalten. Ehleben konnte allerdings analytisch beweisen, dass aufgrund der äußerst geringen Fluidgeschwindigkeiten im TER-Schleuderprozess der Thermoplast nicht von der Schergeschwindigkeit abhängig ist und die getroffene Annahme eines newtonschen Werkstoffverhaltens daher zulässig ist. (Ehleben 2002, S. 55-64; Ehleben & Schürmann 2006)

Aufgrund der vorausgesetzten isothermen Prozessführung während der Tränkung hängt die konstante Viskosität nur von der gewählten Prozesstemperatur ab. Weitere Einflüsse auf die Fließgeschwindigkeit bzw. die Tränkungszeit sind Druck und Permeabilität des Faserhalbbezugs. Im entwickelten Modell wird nur der radiale Fluss der Matrix in Dickenrichtung betrachtet (siehe Abbildung 2.9). In axialer Richtung findet kein Tränkungsprozess statt. Die Tränkung wird in makroskopische und mikroskopische Tränkung unterteilt. Bei der makroskopischen Tränkung werden die Strömungskanäle zwischen den einzelnen Rovings (Faserbündeln) mit Thermoplastschmelze gefüllt. Erst im Anschluss erfolgt die lokale mikroskopische Tränkung, bei der die Rovings selbst imprägniert werden (Ehleben 2002, S. 70). Deshalb wird das Tränkungsmodell für das TER-Schleuderverfahren in zwei aufeinanderfolgenden Sequenzen unterteilt. In der ersten Sequenz erfolgt die makroskopische Tränkung zwischen den Faserbündeln, im Anschluss findet die mikroskopische Tränkung in die Faserbündel hinein statt. Die Gesamtzeit für die Tränkung ergibt sich deshalb aus der Summe von Makro- und Mikrotränkungsdauer.

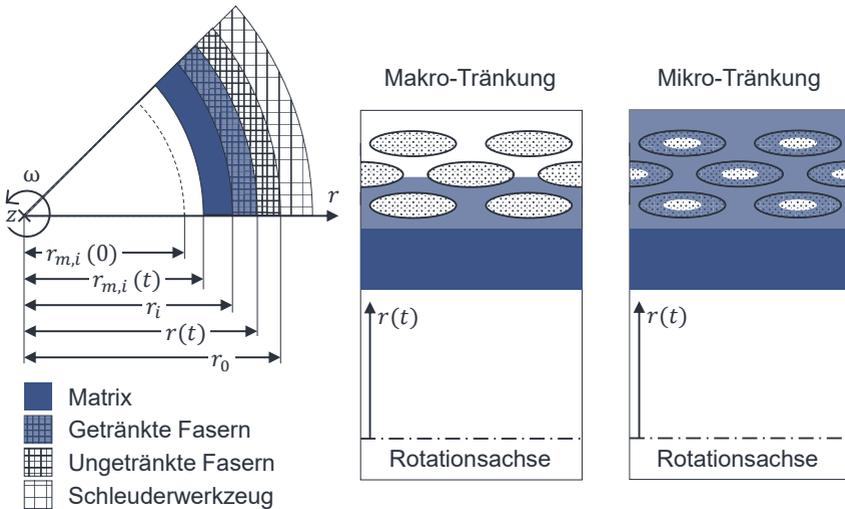


Abbildung 2.9: Tränkungsprozesse im TER-Schleuderverfahren auf Makro- und Mikroebene (eigene Darstellung nach (Ehleben 2002, S. 65 und S. 69; Koch 2017, S. 53 und 63))

Für die Permeabilitätsbestimmung des Faserhalbbezugs muss die Fließrichtung quer zur Faser betrachtet werden (siehe Abbildung 2.9). Es werden drei etablierte semi-empirische Ansätze von Konzeny-Carman, Gutowski und Gebart für die transversale Permeabilität K_{\perp} miteinander verglichen (Carman 1956; Åström & Pipes u. a. 1992; Gutowski & Cai u. a. 1987; Gebart 1992).

Den Ansätzen ist gemein, dass jeweils der Faservolumenanteil und der Rovingsradius in die Berechnung mit einfließen. Zusätzlich wird beim Ansatz nach (Gutowski & Cai u. a. 1987) und (Gebart 1992) auch zwischen quadratischer und hexagonaler Packungsdichte unterschieden. Die Packungsdichte steht dabei für die Anordnung der Fasern innerhalb des Laminats. Es kann davon ausgegangen werden, dass bei geringeren Faservolumengehalten eine quadratische und bei höheren Faservolumengehalten eher eine hexagonale Packungsdichte vorliegt (Ehleben 2002, S. 79). Die drei Ansätze zeigen sehr ähnliche Ergebnisse, sodass letztendlich das Modell nach (Gutowski & Cai u. a. 1987) für das TER-Schleuderverfahren ausgewählt wird. Da die betrachteten Rovingeometrien im Schleuderverfahren ellipsenförmig vorliegen (siehe Abbildung 2.9), die Berechnung der Permeabilität nach (Gutowski & Cai u. a. 1987) aber nur kreisförmige Rovingeometrien behandelt, wird der Ansatz mit der Methodik nach (van West & Pipes u. a. 1991) erweitert.

Für die Berechnung der Tränkungszeit muss darüber hinaus der Druck auf die Matrix ermittelt werden. Aufgrund der Rotation wirkt die Zentrifugalkraft auf die flüssige Matrix und erzeugt so den Tränkungsdruck. Dieser setzt sich für dickwandige Rohre aus dem Anteil der reinen Matrix und dem Anteil des schon getränkten Bereichs zusammen (siehe Abbildung 2.9). Der Druck ist deshalb abhängig von der sich bewegenden Tränkungsfront $r(t)$. Für dünnwandige Rohre lässt sich dieser Zusammenhang vereinfachen und der Tränkungsdruck wird durch die folgende zeitunabhängige Formel beschrieben (Ehleben 2002, S. 66):

$$\Delta p_{rot} = 4\pi^2 \cdot n^2 \cdot \rho_m \cdot r_{m,i}(0) \cdot (r_i - r_{m,i}(0)) = 4\pi^2 \cdot n^2 \cdot \rho_m \cdot r_{m,i}(0) \cdot s \quad 2.6$$

mit der Drehzahl n , der Dichte der Matrix ρ_m , dem Innenradius des Thermoplastrohrs zu Beginn der Tränkung $r_{m,i}(0)$ und dem Außenradius des Thermoplastrohrs r_i . Die Differenz von Außen- und Innenradius kann zudem noch durch die Wandstärke s vereinfacht werden. Aus der Gleichung 2.6 ist ersichtlich, dass die Drehzahl einen quadratischen Einfluss auf den Druck ausübt. Andere Parameter wie Radius und Menge des Thermoplastmaterials gehen linear mit in die Gleichung ein. Die Berechnungsformel für dünnwandige Rohre darf angewendet werden, solange $2r_i/s \gg 10$ gilt. Da der Tränkungsdruck beim TER-Schleuderverfahren in der Regel unter 1 bar liegt, wird bei diesen geringen Drücken für den mikroskopischen Druck zusätzlich die Kapillarwirkung Δp_k mit einem Ansatz nach (Connor & Toll u. a. 1995) berücksichtigt. Der Gesamtdruck für die mikroskopische Tränkung setzt sich deshalb aus dem Druck der wirkenden Zentrifugalkraft Δp_{rot} und dem Kapillardruck Δp_k zusammen. Bei der makroskopischen Tränkung sind die Kapillarwirkungen ausreichend klein, sodass sie vernachlässigt werden können. (Ehleben & Schürmann 2006)

Das Tränkungsmodell für das TER-Schleuderverfahren ist durch umfangreiche Schleuderversuche validiert. Die Ergebnisse zeigen, dass hochwertige Bauteile in wenigen Minuten

gefertigt werden können. Die Rohre besitzen eine sehr glatte Oberfläche mit einer gemittelten Rautiefe von ca. 1 μm . Ferner lassen sich sehr enge Toleranzen bezüglich Rundheit sowie homogenen Wanddicken erzielen. Allerdings liegt die notwendige Schleuderdauer oberhalb der mit dem Tränkungsmodell berechneten Tränkungszeit. Um ein porenfreies Laminat zu erhalten, wird daher in der Praxis mit der doppelten Tränkungszeit gearbeitet (Ehleben 2002, S. 107).

Für weitere Details hinsichtlich des TER-Schleuderverfahrens wird auf die entsprechende Fachliteratur von *Ehleben* verwiesen (Ehleben 2002; Ehleben & Schürmann 2006).

Intrinsisches Schleuderverfahren zur Herstellung von endlofaserverstärkten-Metall-Hybridbauteilen mit duroplastischer Matrix

Im Rahmen der Dissertation von *Koch* (Koch 2017) wurde das Schleuderverfahren am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) weiterentwickelt. Diese Weiterentwicklung besitzt den Fokus der intrinsischen Hybridisierung beim Schleuderverfahren mit Duroplastmatrix und Endlofaserverstärkung. Ziel ist die gleichzeitige Tränkung des trockenen Faserpreforms mit Duroplastmatrix und das intrinsische Fügen von metallischen Funktionselementen. Durch die stoff- oder formschlüssige Hybridisierung im Schleuderprozess müssen metallische Funktionselemente wie Lagersitze, Zahnräder oder Lasteinleitungselemente nicht nachträglich verklebt, verpresst oder vernietet werden, sondern können direkt im Prozess gefügt werden. So kann wertvolle Produktionszeit eingespart werden und das Schleuderverfahren gewinnt Produktionseffizienz. (Koch 2017; Koch & Dackweiler u. a. 2015; Fleischer & Koch u. a. 2016)

Im Gegensatz zu bekannten Varianten des Schleuderverfahrens (siehe Unterabschnitt 2.4.1) wird beim intrinsischen Ansatz ein trockener Faserpreform zusammen mit den metallischen Funktionselementen in das Schleuderwerkzeug eingelegt. Der Prozessablauf für das intrinsische Schleuderverfahren ist in Abbildung 2.10 dargestellt. Zuerst werden Faserhalbzeuge auf die gewünschte Länge zugeschnitten. Hier hat sich der Einsatz von Faserflechtschläuchen etabliert, da die Handhabung unkompliziert ist und diese Faserhalbzeuge sich aufgrund ihrer Flechtcharakteristik sehr einfach in bestimmten Grenzen auf den Durchmesser anpassen lassen. Wird der Flechtschlauch gestreckt, so reduziert sich der Durchmesser und der Faserwinkel β wird kleiner. Wird der Flechtschlauch dagegen gestaucht, erhöht sich der Durchmesser, was mit einer Zunahme des Faserwinkels β einhergeht. Zudem handelt es sich bei einem Geflecht immer um einen ausgeglichenen Winkelverbund (AWV), da die + und - Faserorientierungen stets den gleichen Betrag, aber ein unterschiedliches Vorzeichen aufweisen. Alternativ können auch Fasergewebe und -gelege ein werden.

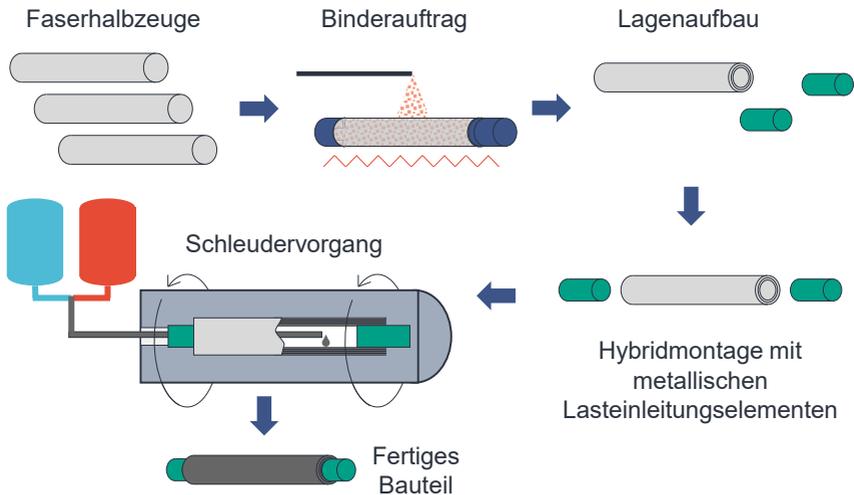


Abbildung 2.10: Prozessschema des intrinsischen Schleuderverfahrens zur Herstellung von endlosfaserverstärkten-Metall-Hybridbauteilen mit duroplastischer Matrix

Nach dem Zuschneiden der Faserhalbzeuge werden diese auf einem festen Kern drapiert und mit einem thermoplastischen Binderpulver benetzt. Das Binderpulver dient dazu, die biegeschlaffen Lagen untereinander zu fixieren und ein Kollabieren bei der späteren Handhabung des Preforms zu verhindern. Dafür wird das Binderpulver durch Temperaturzufuhr aufgeschmolzen. Beim Abkühlen vernetzt es dann die Faserschichten untereinander, sodass ein Verrutschen der einzelnen Lagen unterbunden wird. Neben der Stabilisierung der Faserlagen untereinander erhöht das Binderpulver auch die Permeabilität, da aufgrund der Binderpartikel Fließkanäle zwischen den Faserschichten ausgebildet werden. Forschungsergebnisse zeigen, dass mit einem Masseanteil von 2% die höchsten Permeabilitätswerte erreicht werden (Cherif 2013, S. 303). Ein zu hoher Masseanteil des Binderpulvers im Preform senkt die mechanischen Kennwerte der späteren Bauteile (Cherif 2013, S. 48-50). Daher sollte der Masseanteil des Binders zwischen 2-5%, mit Tendenz zum niedrigeren Wert begrenzt werden (Dickert 2015, S. 235). Neben der richtigen Menge des Binderpulvers ist auch der homogene Binderauftrag sehr entscheidend (Ruhland 2022, S. 55). Dafür eignet sich eine vibrationsbasierte Binderauftragsdüse, die, während sie axial über dem rotierenden Kern mit dem Faserpreform verfährt, das Binderpulver appliziert. Um ein Verklumpen des pulverförmigen Binders innerhalb der Düse zu verhindern, können neben dem Vibrationsmechanismus Siebebenen und Schrotkugelfänge in der Düse integriert werden (Ruhland 2022, S. 95).

Nachdem zwischen allen Lagen Binder aufgetragen ist, wird dieser erwärmt. Dafür können Infrarot (IR)-Strahler zum Einsatz kommen, die den Preform für eine Zeitdauer von ca. 3 Minuten auf eine Temperatur zwischen 70-90°C erhitzen (Ruhland 2022, S. 138-139). Im Anschluss wird der Kern entfernt und der Preform auf die späteren Bauteilmaße zugeschnitten, damit er faltenfrei in das Schleuderwerkzeug eingelegt werden kann. Vor dem Einlegen in das Schleuderwerkzeug erfolgt das Einfügen der metallischen Lasteinleitungselemente (siehe Abbildung 2.10). Dieser Prozessschritt wird auch als Hybridmontage bezeichnet. Sollte es sich bei der späteren Bauteilgeometrie um eine Hybridkomponente mit Formschluss handeln, muss ein weiterer Drapierschnitt mit einer Umformung des Preforms eingelegt werden (Ruhland 2022, S. 101). Der Preform wird dabei mittels wiederholter Temperaturzufuhr und dehnbaren Silikonmembranen, die sich um den Preform legen, an die formschlüssigen Lasteinleitungselemente angepasst (Ruhland 2022, S. 139-141). Dieser weitere Drapierprozess stellt ein faltenfreies Verschließen des Werkzeugs sicher, sodass keine mechanischen Schwachstellen durch Falten oder Faserwelligkeiten entstehen können. Für eine detailliertere Diskussion des Prozessschrittes wird auf die Forschungsarbeiten von *Ruhland* verwiesen, welche die Herstellung eines endkonturnahen Preforms für formschlüssige FKV-Metall-Schleuderbauteile behandeln (Ruhland 2022; Ruhland & Li u. a. 2021; Ruhland & Berger u. a. 2019; Ruhland & Nieschlag u. a. 2020). Bei einer rein zylindrischen Geometrie wie sie in Abbildung 2.10 gezeigt ist, die einen Stoffschluss zwischen FKV und Metall bezweckt, entfällt dieser Zwischenschritt.

Der Preform wird zusammen mit den metallischen Funktionselementen in das zweiteilige Schleuderwerkzeug eingelegt (Koch & Dackweiler u. a. 2015). Das Werkzeug wird mit O-Ringen sowie Rundschnüren gedichtet und anschließend durch Schrauben verschlossen (siehe Abbildung 2.11a). Daraufhin wird das Schleuderwerkzeug mit dem hybriden Preform in Rotation versetzt. Am wbk Institut für Produktionstechnik wird dafür eine IT 600 Drehmaschine der Firma Index verwendet. Das Werkzeug wird mit dem Backenfutter in die Maschine eingespannt und durch den Reitstock axial gesichert (siehe Abbildung 2.11b). Je nach Werkzeuggröße und Wuchtgüte werden Drehzahlen von bis zu 3500 U/min verwendet. Für die Injektion wird eine selbst entwickelte Injektionslanze eingesetzt (Koch 2017, S. 96-104). Diese mischt Harz und Härter im vorgegebenen Verhältnis und fährt axial durch den Spindeldurchlass direkt in das Innere des Werkzeugs. Dort wird die duroplastische Matrix während der Rotation injiziert. Die Schleuderwerkzeuge werden deshalb mit einem Durchlass konstruiert, um der Lanze die nötige Bewegungsfreiheit zu gewährleisten. Nachdem die duroplastische Matrix vollständig unter Rotation ausgehärtet ist, kann der Schleuderprozess gestoppt und das Bauteil entformt werden. (Koch 2017; Koch & Dackweiler u. a. 2015; Fleischer & Koch u. a. 2016)

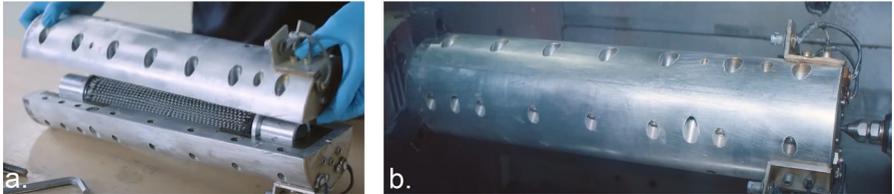


Abbildung 2.11: (a) Einlegen des hybriden Preforms in das Schleuderwerkzeug, (b) Einspannen in die Maschine

Bei der intrinsischen Hybridisierung von Komponenten im Schleuderverfahren sind verschiedene Konfigurationen hinsichtlich der Lage des metallischen Funktionselements möglich (Koch 2017, S. 5). Dieses kann entweder an der äußeren oder inneren Oberfläche des Laminats platziert werden (siehe Abbildung 2.12). Auch eine doppelte Überlappverbindung, bei welcher der Faserpreform aufwendig in das metallische Lasteinleitungselement hinein drapiert werden muss, ist herstellbar. Diese Konfiguration soll aufgrund des zusätzlichen Gewichts und des Preformingaufwands nicht weiter betrachtet werden.

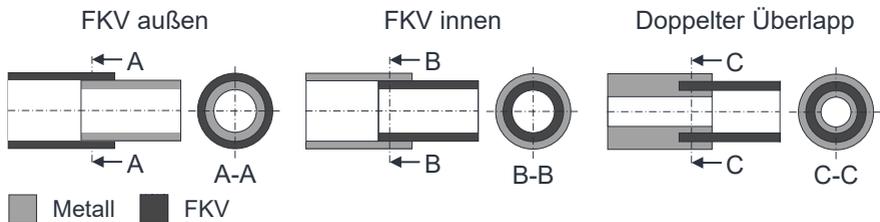


Abbildung 2.12: Mögliche Positionierung der Lasteinleitungselemente beim intrinsischen Schleuderverfahren (eigene Darstellung nach (Koch 2017, S. 5))

Die Ausführung mit einem innenliegenden Lasteinleitungselement bedarf einer näheren Untersuchung, da die duroplastische Matrix im Überlappbereich einen axialen Fließweg zurücklegen muss, um den trockenen Faserpreform komplett zu tränken (siehe Abbildung 2.13). Dabei ist die vollständige Imprägnierung von hoher Bedeutung, da der axiale Überlappbereich die spätere Grenzschicht zwischen FKV und Metall darstellt. Bei ungenügender Tränkung oder Poreneinschluss wird zwangsläufig die Verbindungsfestigkeit erheblich reduziert.

Deshalb erweitert (Koch 2017) das Tränkungsmodell für das TER-Schleuderverfahren auf Duroplaste. Darüber hinaus wird das Modell dahingehend erweitert, dass auch der axiale Tränkungsprozess mit einem innenliegenden Lasteinleitungselement abgebildet wird. Aufgrund dessen wird der Vorgang analog zum TER-Tränkungsmodell in vier Sequenzen unterteilt:

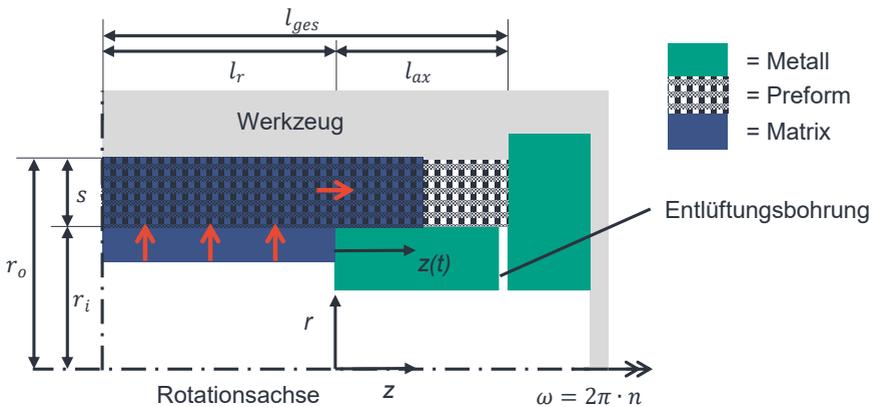


Abbildung 2.13: Tränkungsmechanik beim intrinsischen Schleuderverfahren mit innenliegendem Lasteinleitungselement (eigene Darstellung nach (Koch 2017, S. 68))

- Radialtränkung makroskopisch
- Radialtränkung mikroskopisch
- Axialtränkung makroskopisch
- Axialtränkung mikroskopisch

Es wird vereinfacht angenommen, dass sich die Tränkung aus einer radialen Tränkung und einer danach folgenden axialen Tränkung zusammensetzt (Koch 2017, S. 59). Wie im Modell für das TER-Schleuderverfahren, basiert die Berechnung der Tränkungssituation auf dem Gesetz nach (Darcy 1856). Damit müssen auch hier Viskosität, Permeabilität und Tränkungsdruck analytisch beschrieben werden.

Die Viskosität bei duroplastischen Matrixsystemen unterscheidet sich dahingehend von der Viskosität bei Thermoplasten, dass beim Vermischen von Harz und Härter eine exotherme Vernetzungsreaktion beginnt, an deren Ende ein vollständig ausgehärtetes Polymer vorliegt. Dabei steigt die Viskosität kontinuierlich an, bis die sogenannte Topf- bzw. Gelierzeit erreicht ist. Ab diesem Zeitpunkt ist die Matrix nicht mehr fließfähig und geht weiter in den vollständig ausgehärteten Festzustand über. Bei höheren isothermen Vernetzungstemperaturen reduziert sich die Anfangsviskosität (siehe Abbildung 2.14a). Zudem läuft die Aushärtereaktion bis zum Erreichen der Gelierzeit schneller ab. Beim Vergleich von isothermen Aushärtereaktionen und Vernetzungen mit Temperaturzufuhr (nicht isotherm) zeigt sich, dass sich die

Viskosität bei Temperaturzufuhr kurzzeitig reduziert, die Reaktion dann aber beschleunigt wird und die Matrix insgesamt schneller aushärtet (siehe Abbildung 2.14b). Dies ist bei vielen Imprägnierungsvorgängen gewünscht, solange die Faserstrukturen vor der Aushärtung vollständig mit Matrix benetzt wurden. (Ehrenstein 2006, S. 73-78)

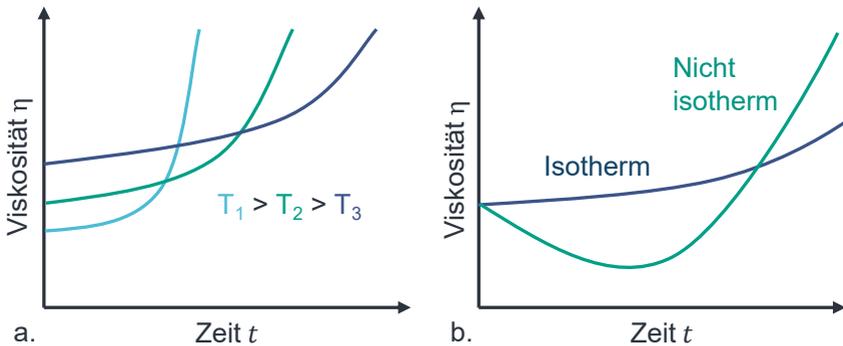


Abbildung 2.14: Beispielhafte Viskositätsverläufe einer Epoxidmatrix bei unterschiedlichen Ausgangszuständen (eigene Darstellung nach (Ehrenstein 2006, S. 74))

Für das analytische Tränkungsmodell mit Duroplastmatrix wird eine isotherme Prozessführung angenommen. Darüber hinaus wird die Annahme getroffen, dass die exotherme Prozesswärme durch das metallische Schleuderwerkzeug abgeführt wird. Infolgedessen wird von einer konstanten Viskosität für den gesamten Tränkungsprozess ausgegangen. Die Viskosität entspricht daher der für die jeweilige Temperatur bekannten Anfangsviskosität. (Koch 2017, S. 86-87)

Auch bei der Permeabilität orientiert sich das Modell für Duroplaste an den Vorarbeiten von (Ehleben 2002, S. 74-83). Im Gegensatz zum TER-Tränkungsmodell wird jedoch nicht der Ansatz von (Gutowski & Cai u. a. 1987), sondern die Permeabilitätsberechnung von (Gebart 1992) ausgewählt (Koch 2017, S. 76). Zudem wird auch hier die Erweiterung auf elliptische Querschnittsflächen der Rovings nach (van West & Pipes u. a. 1991) eingesetzt. Ein Unterschied zum TER-Tränkungsmodell ist die axiale Fließbewegung im Überlappbereich (siehe Abbildung 2.15) für die eine entsprechende Permeabilität bestimmt werden muss. In diesem Bereich werden die Faserhalbzüge im Allgemeinen nicht quer zur Faser getränkt (Sonderfall Umfangswicklungen), sondern die Fließfront trifft in einem Winkel auf die Fasern. Die axiale Permeabilität in z -Richtung K_{zz} ist daher abhängig vom Faserwinkel β und wird folgendermaßen beschrieben (Endrueit & Long 2010; Koch 2017, S. 83):

$$K_{zz} = K_{\parallel} \cos^2 \beta + K_{\perp} \sin^2 \beta$$

Darin steht K_{\parallel} für die longitudinale Permeabilität längs zur Faser und K_{\perp} für die transversale Permeabilität quer zur Faser. K_{\parallel} und K_{\perp} können in Abhängigkeit der Packungsdichte, dem Ellipsenradius der Rovings und dem Faservolumengehalt über die Formel von (Gebart 1992) mit der Erweiterung von (van West & Pipes u. a. 1991) bestimmt werden.

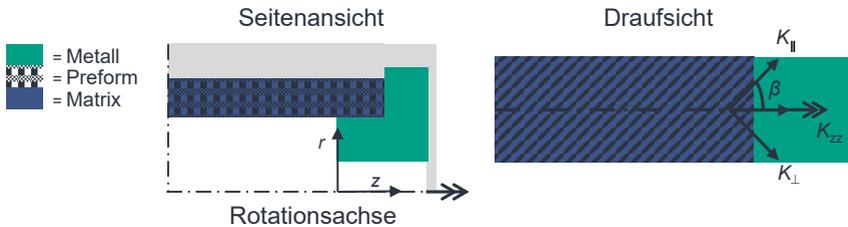


Abbildung 2.15: Geometrische Beziehung der axialen Permeabilität K_{zz} (eigene Darstellung nach (Koch 2017, S. 83))

Für den wirkenden Tränkungsdruck im intrinsischen Schleuderverfahren mit axialer Fließbewegung muss der Berechnungsansatz erweitert werden, sodass auch der Axialdruck bestimmt werden kann (Koch 2017, S. 55-56). Im Gegensatz zum TER-Modell wird kein kontinuumsmechanischer Ansatz, sondern eine Berechnungsmethodik auf Basis der Navier-Stokes-Gleichung gewählt. Diese bietet den Vorteil, dass auch dickwandige Hohlstrukturen analytisch berechnet werden können (Koch 2017, S. 66-67). Die Formel für den Tränkungsdruck lautet wie folgt (Koch 2017, S. 69):

$$\Delta p_{rot} = \frac{1}{2} \rho_m \omega^2 (1 - \varphi_f) \cdot (r_0^2 - r_i^2) \cdot \left(\frac{l_r + l_{ax}}{l_r + z(t)} \right) \quad 2.8$$

Die geometrischen Parameter der Formel sind in Abbildung 2.13 skizziert. Dabei stellen die Parameter r_0 und r_i den Außen- und Innenradius des späteren Laminats dar. Die Gesamtlänge l_{ges} teilt sich auf in Überlapplänge l_{ax} und Länge des radialen Tränkungsereichs l_r . Darüber hinaus wird mit $z(t)$ eine Laufvariable für die axiale Tränkung eingeführt. Bei $z(t) = 0$ liegt daher noch reine Radialtränkung vor, bei $z(t) = l_{ax}$ ist die Tränkung vollständig abgeschlossen. Im Vergleich zum TER-Tränkungsmodell fließt bei der Berechnung auf Grundlage der Navier-Stokes-Gleichung der Faservolumenanteil φ_f mit ein. Insgesamt sind durch die größere Matrixmenge bei axialer Überlappung leicht höhere Druckwerte als bei reiner Radialtränkung erreichbar. Auch bei diesem Modell werden Kapillareffekte für die beiden mikroskopischen Tränkungsvorgänge berücksichtigt. (Koch 2017, S. 69-72)

Ein Aspekt, der bei der Tränkung axialer Übergänge mit innenliegenden Lasteinleitungselementen berücksichtigt werden muss, ist die ausreichende Entlüftung des Laminats. Andern-

falls kommt es zum Einschluss von Luft und einem erhöhten Porenanteil, der die mechanische Belastbarkeit der Bauteile reduziert. Besonders relevant ist dabei, das Entstehen von Poren innerhalb der Grenzschicht zu unterbinden. Um dies zu verhindern, werden sogenannte Entlüftungsbohrungen vorgesehen. Da zu viele Entlüftungsbohrungen die Steifigkeit und Festigkeit der Lasteinleitungselemente reduzieren, muss eine Mindestanzahl ermittelt werden. Eine ausreichende Laminatqualität liegt dann vor, wenn der Porengehalt unter 2 % liegt (Park & Woo 2011). Die erforderliche Anzahl an Entlüftungsbohrungen wird mit einer binären Suche ermittelt (Seidl T. 2008). Als Ausgangslage dienen ein Lasteinleitungselement mit einer hohen Anzahl an Bohrungen und ein Lasteinleitungselement komplett ohne Entlüftungsbohrungen. Bei beiden Versuchskörpern wird der Porenanteil experimentell analysiert. Im Verlauf der binären Suche werden dann weitere Experimente mit einer Bohrungsanzahl zwischen den beiden Grenzen vorgenommen. Das Ergebnis besagt, dass eine Bohrungsreihe am Ende der Lasteinleitungselemente für eine gute Laminatqualität mit Porengehalt $< 2\%$ ausreichend ist. Zugleich darf eine maximale Bogenlänge über den Umfang von 28 mm nicht überschritten werden. Bei polygonen Geometrien müssen die Bohrungen jeweils mit dem geringsten Abstand zur Rotationsachse positioniert werden. Der Bohrungsdurchmesser selbst besitzt keinen Einfluss. (Koch 2017, S. 104-115)

Neben der Betrachtung der Tränkungsvorgänge und der ausreichenden Entlüftung des Laminats entwickeln (Fleischer & Koch u. a. 2016) eine Erweiterung des Schleuderverfahrens auf nicht-kreisrunde Querschnitte. Hierfür wird ein sogenannter Schleuderkern aus einem Silikon-Blei-Verbund eingesetzt. Die Kombination aus Silikon und Blei bietet dabei eine möglichst geringe Steifigkeit bei einer hohen Dichte. Unter Rotation dehnt sich der Schleuderkern aus und presst die Matrix in den Preform, sodass bei einem Polygon homogene Wanddicken erzeugt werden und keine Trockenstellen im Laminat entstehen können (Nieschlag & Ruhland u. a. 2018).

Mit den Entlüftungsbohrungen kann das analytische Tränkungsmodell für das Schleudern mit Duroplastmatrix abschließend validiert werden. In Abhängigkeit der Schwankungen der Eingangsgrößen wird ein Bereich berechnet, innerhalb dessen die experimentellen Ergebnisse erwartet werden. Der Tränkungsfortschritt wird dabei durch das manuelle Messen der Fließfront nach Öffnung des Werkzeugs ermittelt. Zur besseren Identifikation der Fließfront wird der Matrix ein roter Farbstoff beigemischt. Insgesamt lagen 92,2 % der 128 Messungen des Versuchsplans im berechneten Bereich, sodass das entwickelte Modell als valide gilt (Koch 2017, S. 172-176). Ferner konnte ermittelt werden, dass der maximal erreichbare Faservolumengehalt φ_f für das intrinsische Schleudern bei 44,7 % liegt (Koch & Dackweiler u. a. 2015).

Für weitere Details in Bezug auf das analytische Tränkungsmodell für das Schleuderverfahren

zur Herstellung von endlosfaserverstärkten-Metall-Hybridbauteilen mit Duroplastmatrix wird auf die entsprechende Fachliteratur von Koch verwiesen (Koch & Dackweiler u. a. 2015; Fleischer & Koch u. a. 2015; Fleischer & Koch u. a. 2016; Koch 2017).

2.5 Bewertung des Stands der Forschung und Technik

Im folgenden Abschnitt wird der Stand der Forschung und Technik hinsichtlich der Herstellung rotationssymmetrischer Bauteile aus FKV zusammengefasst. Darüber hinaus wird auf die verschiedenen Füge Technologien eingegangen. Im Anschluss werden Vorteile und Defizite des intrinsischen Schleuderverfahrens zur Herstellung von endlosfaserverstärkten-Metall-Hybridbauteilen mit Duroplastmatrix diskutiert.

2.5.1 Zusammenfassung

In Abschnitt 2.1 werden die verschiedenen Produktionsverfahren für rotationssymmetrische Bauteile aus Duroplastmatrix vorgestellt. Die etablierten Verfahren Wickeln, RTM und Pultrusion besitzen verschiedene Vor- sowie Nachteile und eignen sich deshalb für unterschiedliche Anwendungsfälle. In Abbildung 2.16 ist ein Vergleich der unterschiedlichen Verfahren in Form einer Bewertungsmatrix dargestellt. Das Verfahren mit der höchsten Produktivität für die Großserie ist die Pultrusion. Diese hohe Produktivität geht einher mit sehr hohen Maschinenanschaffungskosten und einer eingeschränkten Variabilität des Faserwinkels. Auch das RTM-Verfahren bietet eine hohe Automatisierung, allerdings müssen bei hohlen Strukturbauteilen Kerne eingesetzt werden. Diese verbleiben entweder im Bauteil und erhöhen dadurch das Gewicht oder müssen nach dem Aushärten wieder entfernt werden. Das RTM-Verfahren ist hinsichtlich des Faserwinkels flexibler als die Pultrusion. Zusätzlich können auch individuelle Faserverstärkungen eingebracht werden. Nachteilig ist die mit Aufwand verbundene Herstellung des Preforms. Auch sind die Maschinenanschaffungskosten der Presse und der Injektionseinheit höher als beispielsweise die Kosten einer Wickelanlage. Das Nasswickeln ist das bevorzugte Verfahren, wenn besonders hohe Laminatanforderungen bei variablen Faserwinkeln gefragt sind. Im Gegensatz zum Pultrusions- und RTM-Verfahren sind die Prozesszeiten um ein Vielfaches höher. Andererseits sind die Anschaffungskosten für eine Wickelanlage auch deutlich geringer. Das Wickelverfahren ist daher gut für kleine bis mittlere Serien geeignet.

Ein großer Nachteil von Pultrusion und Wickelverfahren ist, dass diese nicht für die intrinsische Hybridisierung geeignet sind. Beim RTM-Verfahren ist dies durch das co-cured bonding

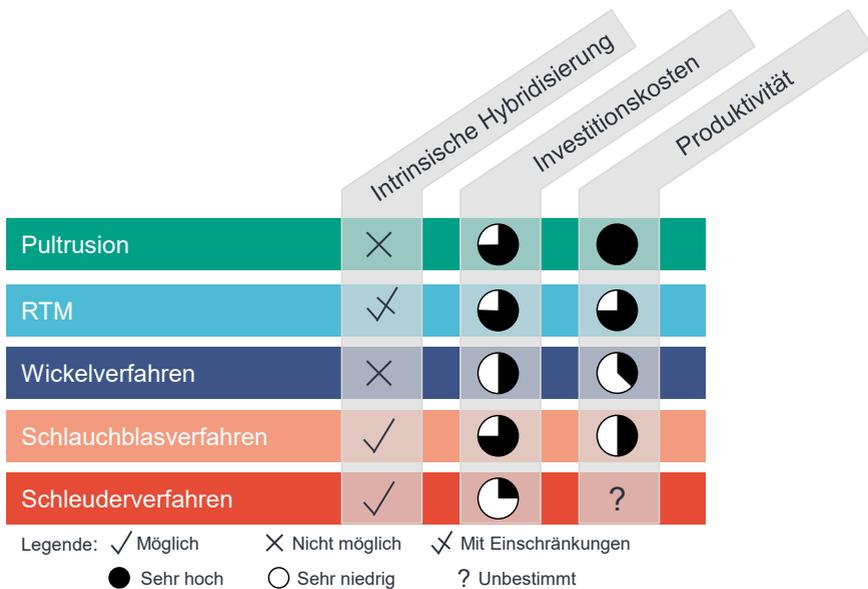


Abbildung 2.16: Bewertung der Verfahren zur Herstellung von hybriden FKV-Metall Hohlstrukturen

bedingt möglich, jedoch muss bei FKV-Metall-Hohlstrukturen die Kompatibilität von Kern und metallischem Funktionselement hinsichtlich einer späteren Entformung geprüft werden. Aus diesen Gründen werden oft extrinsische Fügetechnologien mit einem nachgeschalteten Prozessschritt angewendet (siehe Abschnitt 2.3). Etablierte Technologien dafür sind der Pressverband, die Klebung, eingepresste Strukturierungen, Gewinde oder Bolzenverbindungen. Die Pressverbände ermöglichen eine hohe Kraftübertragung, besitzen mit Stützringen aber ein Zusatzgewicht und zeigen oft ein Kriechverhalten unter Temperatureinfluss. Klebungen sind aufwendig in der Vorbereitung der Kleboberfläche und benötigen Zeit für das Aushärten des Klebstoffs. Durch eingepresste Strukturierungen der metallischen Funktionselemente und eingebrachte Gewinde wird der Fertigungsaufwand signifikant erhöht. Bei Niet- und Bolzenverbindungen hingegen werden die Fasern beim Einbringen der Bohrungen geschädigt und das Verbindungselement reduziert den Leichtbaugrad.

Aufgrund der genannten Aspekte existieren daher Forschungsansätze zum intrinsischen Hybridisieren der FKV-Metall-Komponenten (siehe Abschnitt 2.4). Das Schlauchblasverfahren ist ein solches intrinsisches Produktionsverfahren, bei dem die Hybridisierung während der Konsolidierung im Urformprozess erfolgen kann. Es ist hinsichtlich der Bauteilgeometrien

ein sehr flexibles Verfahren. Jedoch müssen auch für dieses Verfahren hohe Investitionskosten gestemmt werden und es werden kontinuierlich Verbrauchsmaterialien in Form von Druckschläuchen benötigt.

Auch das Schleuderverfahren beinhaltet die Option der intrinsischen Hybridisierung und stellt somit ein weiteres vielversprechendes Produktionsverfahren dar (siehe Unterabschnitt 2.4.1). Der große Vorteil des Schleuderverfahrens ist, dass die Investitionskosten für die Drehspindel und das Schleuderwerkzeug äußerst gering ausfallen. Aufgrund des entwickelten analytischen Tränkungsmodells für das Schleudern mit Duroplastmatrix können Tränkungszeiten für zylindrische Geometrien analysiert werden. Auch die generelle Machbarkeit des Prozesses ist durch die Fertigung mehrerer FKV-Metall-Prototypen ausgiebig bewiesen. Die Produktivität des intrinsischen Schleuderverfahrens wurde bislang nicht genauer betrachtet und wird deshalb als unbestimmt eingestuft. Insgesamt ist das intrinsische Schleudern mit Endlosfaserverstärkung und Duroplastmatrix ein Prozess, der großes technologisches Potenzial bietet, so aber noch nicht in der Industrie eingesetzt wird und deshalb forschungsseitig noch weiter untersucht werden muss.

2.5.2 Vorteile und Defizite des Schleuderverfahrens

Aus dem Stand der Forschung und Technik ergeben sich diverse Vorteile und Defizite des Schleuderverfahrens (siehe Unterabschnitt 2.4.1), auf die in diesem Kapitel nachfolgend näher eingegangen wird.

Vorteile des Schleuderverfahrens:

Wie bereits ausgeführt, sind die Investitionskosten im Schleuderverfahren vergleichsweise gering. Im einfachsten Fall werden lediglich eine Drehspindel und ein Schleuderwerkzeug benötigt. Zur Herstellung der zylindrischen Hohlstrukturen muss zudem kein Kern verwendet werden. Damit kann auf verlorene Kerne, die Kosten und Bauteilgewicht erhöhen sowie auf das aufwändige Entformen von wiederverwendbaren Kernen verzichtet werden. Weiterhin besitzt das Schleuderverfahren eine große Flexibilität hinsichtlich der eingesetzten Faserhalbzuge und des Faserwinkels. Es können sowohl Flechtschläuche, Gewebe, Gelege als auch gewickelte Faserpreforms eingesetzt werden. Bei der Verwendung einer duroplastischen Matrix mit guten adhäsiven Eigenschaften besteht die Möglichkeit, metallische Funktionselemente durch das co-cured bonding intrinsisch zu fügen. Damit kann im Gegensatz zum extrinsischen Kleben Prozesszeit reduziert werden. Aufgrund der hohen Gestaltungsfreiheit

des Schleuderverfahrens lassen sich auch formschlüssige Hybridverbindungen, beispielsweise durch Polygone, erzeugen. Insgesamt können so durch die intrinsische Hybridisierung der Fertigungsaufwand erheblich reduziert und die Produktionskosten gesenkt werden. Ein weiterer Vorteil des Schleuderverfahrens im Vergleich zu anderen Infusionsverfahren sind die sehr kurzen Fließwege der duroplastischen Matrix. Bei reiner Radialtränkung muss lediglich ein Weg äquivalent zur Bauteildicke getränkt werden.

Aktuelle Defizite des Schleuderverfahrens:

Defizit – Kenntnis über die Festigkeiten der hybriden FKV-Metall-Verbindungen

Mit dem Schleuderverfahren können FKV und metallische Funktionselemente intrinsisch gefügt werden. Bislang wurden keine mechanischen Prüfungen solcher Hybridverbindungen vorgenommen. Versagensverhalten und erreichbare Verbindungsfestigkeiten sind deshalb unbekannt. Um das Potenzial des Schleuderverfahrens darzustellen, bedarf es daher umfangreicher Untersuchungen zur Bestimmung erzielbarer Verbindungsfestigkeiten und deren Abhängigkeiten von Verbindungsart, Ausführung und Prozessparametern.

Defizit – Fehlende Modelle zur mechanischen Strukturanalyse

Aktuell existiert keine Methodik für die belastungsgerechte Gestaltung der intrinsisch hergestellten Lasteinleitungen im Schleuderverfahren. Die Einflüsse von Geometrie und Prozessparametern sind unerforscht. Aus diesem Grund ist es notwendig, FE-Modelle aufzubauen und die Einflüsse auf die Verbindungen zu analysieren, um auf Basis der Erkenntnisse optimale Überlappgeometrien zu bestimmen.

Defizit – Beschreibung der Tränkungs- und Aushärtvorgänge

Das analytische Tränkungsmodell für das Schleudern mit Duroplastmatrix ist bereits ein hilfreiches Werkzeug zur Vorhersage der Tränkungszeiten. Die Anwendung ist leider auf zylindrische Bauteile begrenzt, sodass formschlüssige Geometrien mit Hinterschnitten nicht betrachtet werden können. Weiterhin kann zwar die Zeitdauer für den Tränkungsprozess berechnet werden, ein Rückschluss auf den Zeitpunkt der vollständigen Aushärtung und damit den Moment der optimalen Entformung ist aber nicht möglich. Außerdem wird von einer konstanten Matrixviskosität ausgegangen, was bei einer Kaltaushärtung eine berechnete Annahme ist. Für reaktive Matrixsysteme mit schnellen Aushärtezeiten unter Wärmezufuhr stellt dies jedoch eine unzulässige Vereinfachung dar. Es wird daher eine numerische Beschreibung mit parametrisierten Eingangswerten für Tränkungs- und Aushärtvorgänge benötigt.

3 Zielsetzung und Lösungsansatz

Basierend auf dem recherchierten Stand der Forschung und Technik sowie den abgeleiteten Defiziten des Schleuderverfahrens wird im Folgenden die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit formuliert. Im Anschluss erfolgt die Vorstellung des gewählten Lösungsansatzes.

3.1 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist die systematische Auslegung von geschleuderten FKV-Metall-Hybridverbindungen sowie die Beschreibung der Tränkungs- und Aushärteprozesse zur Ermittlung einer taktzeitoptimalen Prozesskonfiguration. Auf Basis dieser übergeordneten Zielformulierung lassen sich mehrere Teilziele ableiten:

Teilziel 1: Mechanische Charakterisierung der FKV-Metall-Hybridbauteile

Im Schleuderverfahren sind sowohl stoff- als auch formschlüssige Lasteinleitungen herstellbar. Das Versagensverhalten und die Festigkeit dieser geschleuderten FKV-Metall-Hybridverbindungen sind bislang unerforscht. Um diesem Defizit zu begegnen, soll durch mechanische Charakterisierung ein Grundverständnis für die Wirkzusammenhänge zwischen Prozess, Material und Verbindungsausführung erarbeitet werden.

Teilziel 2: Belastungsgerechte Gestaltung der geschleuderten Verbindungen

Aktuell existiert keine Methodik, um belastungsgerechte Lasteinleitungen auszulegen. Deshalb sollen FE-Modelle entwickelt und validiert werden, um die Verbindungen zu analysieren und optimale Verbindungsgeometrien sowie Faserorientierungen abzuleiten. Zu berücksichtigen sind dabei auch die Einflüsse von Eigenspannungen, die sich aufgrund der Abkühlung von der Prozesstemperatur und den unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der verwendeten Materialien ausbilden.

Teilziel 3: Numerische Modellierung der Tränkungs- und Aushärtvorgänge

Das bestehende analytische Tränkungsmodell für das intrinsische Schleuderverfahren besitzt den Nachteil, dass nur zylindrische Geometrien berechnet werden können und der Aushärtegrad nicht abgebildet wird. Ziel ist es deshalb, ein numerisches Tränkungsmodell aufzubauen und zu validieren, mit dem auch komplexe Bauteilgeometrien mit Hinterschnitten analysiert werden können. So soll sichergestellt werden, dass auch strukturmechanisch optimierte Verbindungsgeometrien im Schleuderprozess vollständig getränkt werden können. Weiterhin soll der Aushärtegrad der Matrix berücksichtigt werden, um die Bauteile taktzeitoptimal zu entformen und dadurch die Produktivität des Schleuderverfahrens abschließend bewerten zu können.

3.2 Lösungsansatz

Für das Erreichen der formulierten Zielsetzung wird der in Abbildung 3.1 dargestellte Lösungsansatz gewählt.

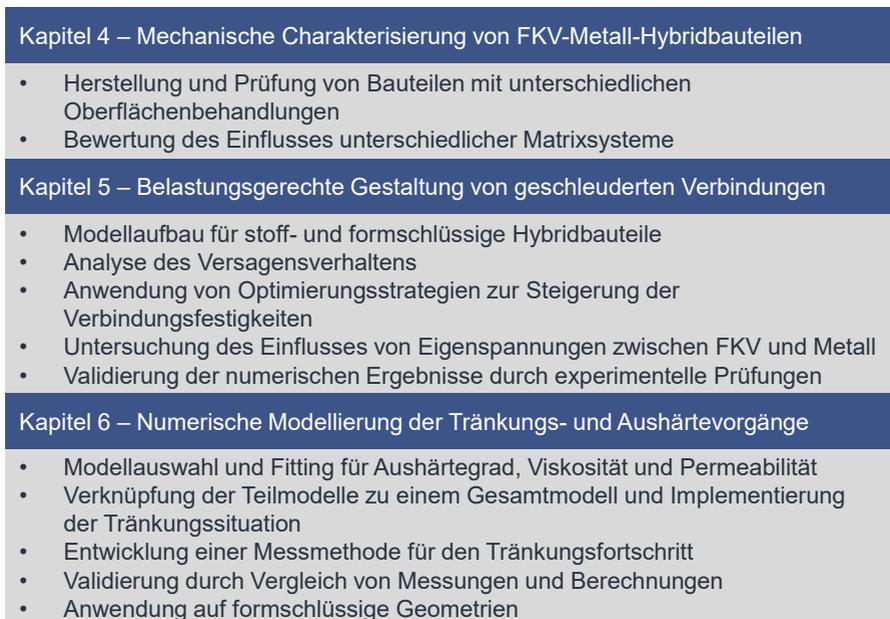


Abbildung 3.1: Lösungsansatz zum Erreichen der Forschungsziele

Die Arbeit beginnt mit der in Kapitel 4 vorgestellten mechanischen Charakterisierung geschleuderter FKV-Metall-Bauteile. Dafür wird in einem ersten Schritt ein Anwendungsszenario definiert. Es folgt eine Analyse verschiedener Oberflächenbehandlungen für die Lasteinleitungselemente zur Verbesserung der adhäsiven Verbindung von Laminat und Metalloberfläche. Vor der Prüfkörperherstellung werden die ausgewählten Behandlungen auf die stoff- und formschlüssigen Lasteinleitungselemente angewendet. Anschließend erfolgen die mechanische Zugprüfung und die Analyse des Versagensverhaltens. Die Ergebnisse werden miteinander verglichen, um zielführende Oberflächenbehandlung für das Schleuderverfahren festzulegen. Abschließend werden mittels Zugscherprüfungen noch verschiedene Matrixsysteme untersucht, mit dem Ziel, die Matrix mit der besten Hafteigenschaft zu identifizieren.

In Kapitel 5 wird eine numerische Simulationsmethodik zur Optimierung der Verbindungen von geschleuderten FKV-Metall-Zugstangen erarbeitet. Dabei wird zwischen stoff- und formschlüssigen Verbindungen unterschieden. Es werden parametrisierte FE-Modelle aufgebaut, sodass Geometrieparameter in vorgegebenen Parametergrenzen verändert werden können. Anschließend wird eine Kostenfunktion definiert, mit der die wirkenden Spannungen bewertet werden können. Die Geometrieparameter werden dabei anhand eines Versuchsplans und eines Optimierungsalgorithmus variiert, um eine optimale Gestalt zu ermitteln. Zusätzlich wird eine Untersuchung der Spannungen zwischen FKV und Metall in Abhängigkeit des Faserwinkels nach Abkühlung vorgenommen. Alle erarbeiteten numerischen Ergebnisse werden mit experimentellen Prüfungen verglichen und validiert.

Im Anschluss wird in Kapitel 6 der Aufbau des numerischen Tränkungsmodells zur Berechnung von komplexen Schleudergeometrien und reaktiven Matrixsystemen behandelt. Es werden geeignete Modelle für Aushärtegrad, Viskosität und Permeabilität ausgewählt. Diese Teilmodelle werden anhand von experimentellen Untersuchungen auf die eingesetzten Materialien und gewählten Prozessparameter angepasst. Nach Verknüpfung der Teilmodelle zu einem Gesamtmodell und Implementierung der Tränkungssituation können die numerischen Ergebnisse mit Messungen aus den Schleuderversuchen verglichen werden. Zu diesem Zweck wird ein Tränkungsensor ausgewählt und in ein Schleuderwerkzeug integriert. Im Anschluss an diese Validierung wird das Modell auf formschlüssige Geometrien angewendet und es wird mittels des Aushärtegrads der optimale Zeitpunkt für die Entformung der Bauteile berechnet.

4 Mechanische Charakterisierung von FKV-Metall-Hybridbauteilen

Ziel dieses Kapitels ist die mechanische Charakterisierung von FKV-Metall-Hybridbauteilen und das Erlangen eines Grundverständnisses für die Wirkzusammenhänge zwischen Prozess, Material und Verbindungsausführung. Dafür wird als erstes ein Anwendungsfall für geschleuderte FKV-Metall-Hybridbauteile festgelegt. Im Anschluss erfolgt die Bewertung und Auswahl geeigneter Oberflächenbehandlungen. Es werden sowohl Bauteile mit stoff- als auch mit formschlüssiger Verbindung hergestellt und geprüft. Abschließend wird noch der Einfluss der Matrix als verbindendes Material bei FKV-Metall-Bauteilen genauer untersucht.

4.1 Definition des Anwendungsfalls

Wie im Stand der Forschung und Technik dargelegt, existiert eine Vielzahl möglicher Anwendungsbereiche und Einsatzfelder für FKV-Metall-Hybridbauteile (siehe Abschnitt 2.1). Um die Vielfalt dieser Anwendungsfälle einzugrenzen, soll in der vorliegenden Arbeit eine FKV-Komponente mit metallischer Lasteinleitung betrachtet werden, die axial mit einer Zugkraft belastet und nachfolgend als Zugstange bezeichnet wird (siehe Abbildung 4.1). Die Bedeutung einer vollständigen Durchtränkung der Fügestelle besitzt wie beschrieben große Bedeutung, weshalb in dem gewählten Anwendungsfall auch eine tränkungskritische Verbindung mit Hinterschnitt betrachtet wird. Da die entwickelten Methoden und Modelle der vorliegenden Arbeit von der Systematik auf alle weiteren Anwendungsfälle übertragen werden können, steht die hybride Zugstange stellvertretend für alle geschleuderten FKV-Metall-Hybridbauteile.

Zur Ausführung derartiger FKV-Metall-Zugstangen existieren verschiedene Ansätze. Einige Autoren setzen auf formschlüssige Verbindungen mittels Hinterschnitten (Brewster 2010; Funck 2013; Helms 2006, S. 61), wohingegen andere nachträglich geklebte Verbindungen (Schütze 1997) oder co-cured Lösungen favorisieren (Kim & Kim u. a. 2004; Choi & Lee 1997). Oft wird das Argument der höheren Übertragbarkeit von Kräften und Momenten bei formschlüssigen Verbindungen angeführt (Koch 2017, S. 114; Lenz & Spitzer 2014, S. 9;

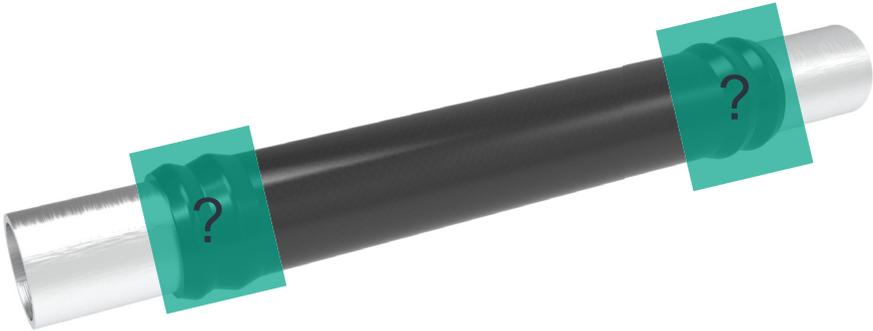


Abbildung 4.1: Anwendungsfall: Hybride FKV-Metall-Zugstange

Ruhland 2022, S. 1) sowie die aufwendige Oberflächenvorbehandlung der Fügeflächen bei Stoffschluss (Helms 2006, S. 27-28). Zudem müssten bei Klebeverbindungen und co-cured bonds große Fügeflächen bereitgestellt werden und es besteht das Risiko der Degradation bei thermischer und medialer Beanspruchung (Ulbricht 2012, S. 51).

Insgesamt lässt sich festhalten, dass kein wissenschaftlicher Konsens über die beanspruchungsgerechteste Ausführung zur Kräfteinleitung von einem metallischen Bauteil in eine FKV-Hohlstruktur besteht. Deshalb sollen in ersten Untersuchungen sowohl stoffschlüssige als auch formschlüssige FKV-Metall-Bauteile aus dem Schleuderverfahren hergestellt und mechanisch charakterisiert werden. Dabei ist zu beachten, dass auch bei einer formschlüssigen Geometrie der Lasteinleitungselemente weiterhin die adhäsive Eigenschaft der Matrix wirkt. Bei genauer Betrachtung liegt deshalb bei formschlüssigen Geometrien aus dem Schleuderverfahren stets eine Kombination aus Stoff- und Formschluss vor. Im Folgenden wird für diese Art der Verbindungen der Übersichtlichkeit halber trotzdem nur der Überbegriff *Formschluss* verwendet.

4.2 Bewertung und Auswahl von geeigneten Oberflächenbehandlungen

Werden FKV und Metall nachträglich geklebt, so zeigt sich eine starke Abhängigkeit der Klebfestigkeit von den eingesetzten Oberflächenbehandlungen (siehe auch Abschnitt 2.3). Studienergebnisse weisen auch bei co-cured bonds, also dem intrinsisch hergestellten Stoffschluss, eine starke Korrelation zwischen Oberflächenbehandlungen und mechanischen Verbindungsfestigkeiten nach (Gebhardt & Fleischer 2014; Zinn & Schaper u. a. 2016; Shin

& Lee 2003; Wang & Bobbert u. a. 2016). Deshalb sollen in diesem Kapitel geeignete Oberflächenbehandlungen identifiziert, bewertet und für das Schleuderverfahren ausgewählt werden.

Die etablierten Oberflächenbehandlungen lassen sich in mechanische, physikalische und chemische Behandlungen einteilen (Habenicht 2006, S. 547). Bevor aufwendige Oberflächenbehandlungen in Betracht gezogen werden, lässt sich bei stoffschlüssigen Verbindungen oft schon mit dem Reinigen der Oberfläche ein Vorteil erzielen (siehe Tabelle 4.1). So können Öl und fetthaltige Verschmutzungen entfernt werden (Wingfield 1993; DIN EN 13887 2003; Molitor & Barron u. a. 2001). Als Reinigungsmittel kommen Lösungsmittel wie etwa Aceton zur Anwendung. Zielführend ist auch der Einsatz eines Ultraschallbads. Eine weitere Verbesserung der Verbindungsfestigkeit kann durch mechanische abrasiven Behandlungen wie beispielsweise Schleifen oder Sandstrahlen erzielt werden (Habenicht 2006, S. 304-308; Schürmann 2005, S. 595; Gebhardt & Fleischer 2014; Akram & Jansen u. a. 2011). Durch die mechanischen Behandlungen wird die Oberflächenrauheit erhöht und die wirksame Oberfläche der Fügefläche vergrößert sich (Habenicht 2006, S. 304-308).

Alternativ kann die Oberflächenrauheit auch mit physikalischen Verfahren wie dem Lichtbogenspritzen (Gebhardt & Fleischer 2014) oder dem Plasmaspritzen (Davis & Groff u. a. 1997) deutlich erhöht werden. Bei diesen Verfahren werden Zusatzwerkstoffe wie beispielsweise Wolframkarbide bei hohen Temperaturen aufgeschmolzen und mit sehr großer Geschwindigkeit auf die Werkstückoberfläche gespritzt. Auch Laserstrukturierungen (Zinn & Schaper u. a. 2016; Zinn & Bobbert u. a. 2018) oder durch Laser aufgebrachte Pins sind ein oft eingesetztes Verfahren zur Verbesserung der Anbindung (Gebhardt & Fleischer 2014).

Weiterhin besitzen chemische Oberflächenbehandlungen eine sehr gute Wirkung, bringen aber oft den Nachteil des Umgangs mit gefährlichen und umweltschädlichen Chemikalien mit sich. Beim Beizen wird durch Salz- oder verdünnte Schwefelsäure die metallische Grenzschicht entfernt, um die blanke Oberfläche für das Kleben freizulegen (Habenicht 2006, S. 553). Alternativ können Salpetersäure oder Phosphorsäure dazu verwendet werden, Oxid- oder Phosphatschichten auszubilden, die gut auf dem Metall haften und auf Basis ihres Dipolcharakters eine gute Anbindung des Klebers erlauben (Schürmann 2005, S. 596). Darüber hinaus können durch den Einsatz von Haftvermittlern und Primern Vorteile erzielt werden (DIN EN 13887 2003, S. 596; Serna & Zinn u. a. 2019).

Ferner zeigen einige Untersuchungen bei faserverstärkten Thermoplasten mit metallischen Lasteinleitungen, dass neben den Oberflächenbehandlungen auf der Mikroskala auch Strukturierungen auf der Mesoskala Vorteile erbringen können (Barfuss & Grützner u. a. 2018; Fleischer 2021, S. 253). Unter Mesoskala wird dabei der Bereich zwischen 50 - 1000 μm

bezeichnet. Die Mikroskala liegt demnach im Bereich von $< 50 \mu\text{m}$ und ein Formschluss auf der Makroskala ist $> 1 \text{ mm}$ (Fleischer 2021, S. 225). Die Untersuchungsergebnisse zeigen, dass die Kombination von Meso- und Makroskala, ein sogenannter Multiskalenformschluss, besonders zielführend ist und sich die Verbindungsfestigkeit im Vergleich zu alleinigen Makro- bzw. Meso-Verbindungen um 62 % erhöht (Barfuss & Grützner u. a. 2016; Barfuss & Grützner u. a. 2018). Die Strukturierungen auf der Mesoskala bestehen entweder aus Pyramidenkörpern, kleinen Pins oder rautenförmigen Eindrücken. Versuche zeigen, dass sich mit rautenförmigen Eindrücken die besten Ergebnisse hinsichtlich einer großen Kraftübertragung erzielen lassen und dass mit der Tiefe der Strukturierung die Belastbarkeit der Verbindung ansteigt (Barfuss & Grützner u. a. 2018). Die Strukturierungselemente können mittels der Verfahren Rändeln oder Fräsen hergestellt werden. Für Großserien eignet sich außerdem das Außenhochdruckumformen (AHU). Nachgeschaltet können die Lasteinleitungselemente dann durch das Innenhochdruckumformen (IHU) auf die Makroskala umgeformt werden.

Tabelle 4.1 zeigt alle diskutierten Oberflächenbehandlungen. In Anlehnung an die aufgeführten Untersuchungen ist auch der Fertigungsaufwand und der Effekt in Bezug auf die Verbesserung der Verbindung bewertet (Molitor & Barron u. a. 2001; Habenicht 2006; DIN EN 13887 2003; Gebhardt & Fleischer 2014; Schürmann 2005).

Tabelle 4.1: Potenzielle Oberflächenbehandlungen für das intrinsische Schleuderverfahren

Oberflächenbehandlung	Aufwand	Effekt	Referenz
Reinigung	sehr gering	gering	(Wingfield 1993)
Schleifen und Sandstrahlen	gering	gut	(Akram & Jansen u. a. 2011)
Thermisches Spritzen	hoch	sehr gut	(Gebhardt & Fleischer 2014)
Laserbehandlungen	sehr hoch	gut	(Zinn & Bobbert u. a. 2018)
Beizen	hoch	sehr gut	(Habenicht 2006)
Chemische Oxidation	sehr hoch	sehr gut	(Schürmann 2005)
Primer und Haftvermittler	mittelmäßig	mittelmäßig	(DIN EN 13887 2003)
Strukturierungen Mesoskala	mittelmäßig	sehr gut	(Barfuss & Grützner u. a. 2018)

Es zeigt sich, dass eine große Auswahl an möglichen Oberflächenbehandlungen existiert. Allerdings sind viele dieser Behandlungen nur bei nachgeschalteter Klebung erforscht und die Studien mit einem intrinsisch hergestellten Stoffschluss wurden mit dem RTM- oder dem Schlauchblasverfahren bei hohen Injektionsdrücken durchgeführt. Das Schleuderverfahren arbeitet dagegen bei moderaten Drücken von $< 1 \text{ bar}$, weshalb ein unterschiedliches Benetzungsverhalten zu erwarten ist.

Wie in Abschnitt 4.1 definiert, sollen in dieser Arbeit sowohl stoff- als auch formschlüssige Schleuderbauteile hergestellt und charakterisiert werden. Für die Bauteile mit Stoffschluss

wird aufgrund des überschaubaren Aufwands und des vielversprechenden Effekts das Sandstrahlen als Oberflächenbehandlung ausgewählt (Molitor & Barron u. a. 2001; Wingfield 1993). Um darüber hinaus noch eine höhere Rauheit in der Oberfläche zu erzeugen, wird zudem das Lichtbogenspritzen angewendet (Gebhardt & Fleischer 2014). Weiterhin werden metallische Lasteinleitungselemente auf der Mesoskala durch das Rändelverfahren mit zwei unterschiedlichen Tiefen strukturiert (Barfuss & Grützner u. a. 2018). Von aggressiven chemischen Behandlungen wird aufgrund der damit verbundenen Auflagen und Sicherheitsanforderungen abgesehen. Stattdessen wird in Anlehnung an (Schürmann 2005, S. 555) ein Strukturkleber als Haftvermittler eingesetzt, mit dem die Probekörper vor der Infiltration benetzt werden. Als Referenz dienen Prüfkörper, bei denen die metallischen Fügeflächen nur mit Aceton gereinigt werden. Um zusätzlich einen Vergleich mit einer nachgeschalteten Füge-technologie zu ziehen, werden Hohlkörper aus CFK geschleudert und nachgeschaltet mit einem Strukturkleber gefügt.

Für die Prüfkörper mit Formschluss werden die gleichen Oberflächenbehandlungen ausgewählt. Auch bei dieser Verbindungsart wird die Referenz nur mit Aceton gereinigt. Weitere Oberflächenbehandlungen sind das Sandstrahlen und die Beschichtung mit dem Strukturkleber als Haftvermittler. Zudem wird aufgrund der vielversprechenden Ergebnisse von (Barfuss & Grützner u. a. 2018) eine Strukturierung auf der Mesoskala hergestellt, um so einen Multiskalenformschluss auf Meso- und Makroskala zu erzeugen. Alle ausgewählten Oberflächenbehandlungen für Stoff- und Formschluss sind noch einmal in Tabelle 4.2 aufgelistet.

Tabelle 4.2: Ausgewählte Oberflächenbehandlungen für die metallischen Lasteinleitungselemente

Oberflächenbehandlung	Stoffschluss	Formschluss
Reinigen	X	X
Extrinsisch Kleben	X	-
Sandstrahlen	X	X
Lichtbogenspritzen	X	-
Strukturieren (Tiefe 0,4 mm)	X	-
Strukturieren (Tiefe 0,7 mm)	X	X
Beschichten mit Strukturkleber	X	X

4.3 Herstellung und Prüfung der Probekörper

Für die Herstellung der stoff- und formschlüssigen FKV-Metall-Prüfkörper werden in einem ersten Schritt Geometrieparameter festgelegt. Eine Zeichnung der Überlappbereiche ist in

Abbildung 4.2 dargestellt (siehe auch (Nieschlag & Coutandin u. a. 2020)). Die stoffschlüssige Komponente besitzt eine zylindrische Fügefläche. Für das formschlüssige Bauteil wird ein Übergang mit zwei Wellenschultern ausgewählt, dessen Kontur sich am aktuellen Stand der Forschung orientiert (Barfuss & Grützner u. a. 2016; Barfuss & Grützner u. a. 2018). Die Grenzfläche zwischen FKV und Metall liegt bei einem Durchmesser von 40 mm. Beide Wellenschultern sind identisch ausgeführt und besitzen eine Tiefe von 2 mm. Wie in Unterabschnitt 2.4.1 erläutert, werden am Ende des Überlappbereichs Entlüftungsbohrungen zur Verhinderung von Porenbildung eingebracht. Bei der formschlüssigen Ausführung wird zudem zur besseren Entlüftung zwischen den beiden Wellenschultern eine weitere Reihe Entlüftungsbohrungen vorgesehen. Die Längen der Überlappverbindungen sind mit 37 mm für Stoffschluss und 34 mm für Formschluss so ausgelegt, dass aufgrund der Entlüftungsbohrungen und der Welligkeit der Formschlussgeometrie eine gleich große Fügefläche entsteht.

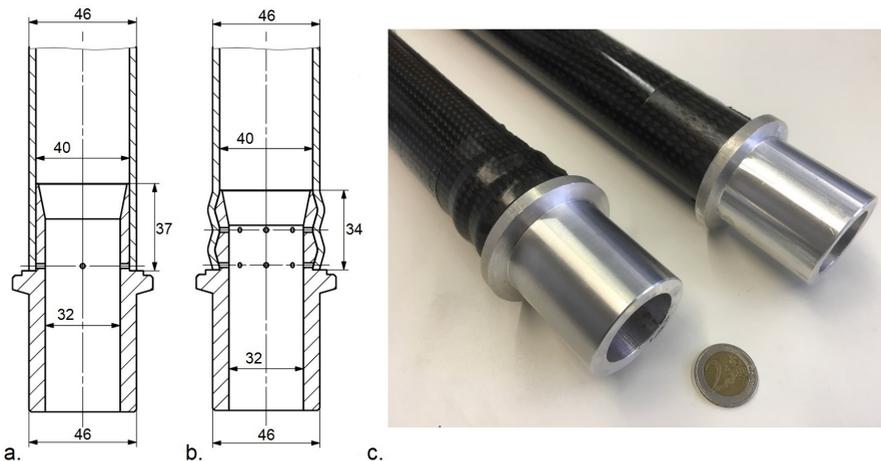


Abbildung 4.2: Zeichnung und Aufnahme der geschleuderten FKV-Metall-Prüfkörper mit Stoff- und Formschluss (Nieschlag & Coutandin u. a. 2020)

Die Herstellung der Prüfkörper erfolgt im Rahmen der Abschlussarbeiten von (A_Eyer 2019; A_Pagès 2019) und orientiert sich an der in Unterabschnitt 2.4.1 beschriebenen Prozedur. In Abbildung 2.10 sind die einzelnen Prozessschritte grafisch dargestellt. Der Herstellungsprozess beginnt mit der Auswahl und dem Zuschneiden der Faserflechtschläuche. Es wird ein Lagenaufbau mit der Orientierung $\pm 32^\circ \pm 22^\circ \pm 32^\circ$ ausgewählt (siehe Tabelle 4.3). Die drei Flechtschläuche besitzen dabei jeweils eine Faserbündelstärke von 6K, was 6000 Einzelfilamenten im Faserbündel bzw. im Roving entspricht. Lediglich für die strukturierten

Lasteinleitungselemente werden für die erste Lage zwei 3K Flechtschläuche gleicher Faserorientierung, statt dem 6K Flechtschlauch eingesetzt. Das Ziel hinter dieser Maßnahme ist, dass sich die dünneren 3K Flechtschläuche besser in die Strukturierungen einlegen. Die Faserorientierung der ersten Lage wird mit ca. $\pm 30^\circ$ so gewählt, dass sich die Flechtschläuche möglichst gut in die Strukturierungen des Lasteinleitungselements einlegen. Das Lasteinleitungselement selbst wird mit dem Rändelverfahren unter Einsatz einer 30° Links-Rechts-Rändel, welche die Spitzen erhöht (RGE) gefertigt. Für die mittlere Schicht wird ein Flechtschlauch mit der Orientierung $\pm 22^\circ$ gewählt, um den axialen Belastungen zu widerstehen. Bei der äußeren Schicht wird dagegen der Winkel wieder etwas vergrößert ($\pm 32^\circ$), um einen gewissen Widerstand gegen das Aufweiten unter Belastung im formschlüssigen Überlappbereich zu bieten. Zur besseren Vergleichbarkeit werden sowohl für stoffschlüssige als auch für formschlüssige Prüfkörper identische Lagenaufbauten verwendet.

Zwischen den einzelnen Lagen wird jeweils das pulverförmige Binderpulver EPIKOTE 05390 aufgetragen und durch Wärmezufuhr in einem Ofen aktiviert (Hexion 2022). Die Preformherstellung erfolgt als rein manueller Prozess, da zum Zeitpunkt der Fertigung keine automatisierten Lösungen, wie sie in (Ruhland 2022) vorgestellt werden, zur Verfügung standen.

Parallel zur Preformherstellung erfolgt die Fertigung der metallischen Lasteinleitungselemente aus Stahl. Diese werden auf einer Drehmaschine hergestellt und anschließend den ausgewählten Oberflächenbehandlungen unterzogen. In Tabelle 4.2 sind die ausgewählten Behandlungen für Stoff- und Formschluss detailliert aufgelistet. Bei der Reinigung werden die metallischen Lasteinleitungselemente für acht Minuten in einem Ultraschallbad mit Aceton behandelt und anschließend getrocknet. Das nachgeschaltete Kleben für die Referenzprüfkörper erfolgt mit dem Strukturkleber Permabond ET5428. Dafür wird zuerst eine CFK-Hohlstruktur ohne Lasteinleitungselement geschleudert, die dann nachfolgend verklebt wird. Aufgrund der geometrischen Randbedingungen kann das nachträgliche Kleben nur für die zylindrischen und nicht für die formschlüssigen Prüfkörper mit Hinterschnitten durchgeführt werden. Wie auch die Prüfkörper mit Reinigung, dienen die extrinsisch geklebten Bauteile als eine Referenz, mit denen die anderen Prüfkörper verglichen werden können. Für das Sandstrahlen wird ein Strahlgut aus Korund ausgewählt, das mit einem Druck von 8 bar auf die Metalloberfläche gestrahlt wird. Dadurch wird die Rauheit der Oberfläche erhöht und Verunreinigungen werden entfernt. Rauheitsmessungen nach (DIN EN ISO 4287 2010) ergeben einen Mittenrauwert R_a der gestrahlten Oberfläche von $2,7 \mu\text{m}$. Beim Lichtbogenspritzen werden als Spritzwerkstoff Wolframkarbide eingesetzt. Mit diesen lässt sich im Vergleich zum Sandstrahlen die Oberflächenrauheit noch stärker erhöhen und beträgt $R_a = 9,8 \mu\text{m}$.

Die Strukturierungen auf der Mesoskala werden durch eine Links-Rechts-RGE-Rändelung mit einer 30° Orientierung erzeugt (siehe Abbildung 4.3b). Es werden Rändelräder mit

unterschiedlichen Rändelteilungen verwendet, sodass pyramidenförmige Strukturen mit unterschiedlichen Tiefen $t_s = 0,4 \text{ mm}$ und $0,7 \text{ mm}$ entstehen. Die Multiskalenformschlussgeometrie kann aufgrund der Geometrie mit keinem handelsüblichen Rändelrad gefertigt werden. Deshalb werden die Strukturierungen direkt in das Lasteinleitungselement gefräst. Da aufgrund der verwendeten Fräsmaschine keine 30° Orientierung herstellbar ist, werden die pyramidenförmigen Strukturierungen in einem schachbrettförmigen 0° - 90° Muster mit einer Tiefe von $0,7 \text{ mm}$ gefräst (siehe Abbildung 4.3d).



Abbildung 4.3: Metallische Lasteinleitungselemente mit verschiedenen Oberflächenbehandlungen: (a) Lasteinleitungselement für Stoffschluss ohne Oberflächenbehandlung, (b) Strukturierung für Stoffschluss mit 30° Orientierung und $0,7 \text{ mm}$ Tiefe, (c) Formschlüssiges Lasteinleitungselement ohne Oberflächenbehandlung, (d) Multiskalenformschlusselement mit schachbrettförmigen 0° - 90° Strukturierungen bei Tiefen von $0,7 \text{ mm}$

Anschließend werden der Faserpreform und die metallischen Lasteinleitungselemente zusammen in das zweiteilige Schleuderverkzeug eingelegt (siehe Abbildung 4.4a). Das Werkzeug wird vorhergehend mehrfach mit einem Trennmittel benetzt, um später eine kraftfreie Entformung zu gewährleisten. Weiterhin wird das Werkzeug mit O-Ringen und Rundschnüren gedichtet, sodass beim Schleudervorgang keine Matrix aus dem Werkzeug austreten kann. Vor dem Einspannen in die Maschine wird das Werkzeug 30 Minuten in einem Wärmeschrank bei 60°C vorgeheizt, um die Viskosität der Matrix beim späteren Schleudern etwas zu reduzieren und so die Tränkung zu beschleunigen. Nach dem Einspannen in die Drehmaschine wird das Werkzeug mit einer möglichst hohen Drehzahl von 3600 U/min in Rotation versetzt (siehe Abbildung 4.4b). Die entwickelte Injektionseinheit kann direkt durch den Stangenlader der Drehmaschine fahren, um die Epoxidmatrix drucklos während der Rotation zu injizieren

(Koch 2017, S. 96). Durch die Zentrifugalkraft werden die trockenen Fasern mit der Matrix imprägniert. Für die Schleuderdauer bis zur vollständigen Aushärtung der Matrix werden 2,5 Stunden ermittelt. Im Anschluss an den Schleudervorgang wird das Werkzeug geöffnet und das fertige Bauteil entformt. Gemäß der Herstellungsanweisung des Matrixherstellers erfolgt ein abschließender Tempervorgang in einem Wärmeschrank (Altropol 2016).

Tabelle 4.3: Verwendete Materialien und Prozessparameter

Prozess und Material	Produkt und Parameter
Lagenaufbau	$\pm 32^{\circ}\text{K} / \pm 22^{\circ}\text{K} / \pm 32^{\circ}\text{K}$
Faserhalbzeug	Kohlenstofffaserflechtschläuche (Siltex 2022)
Metall	Baustahl S235JR+N
Vorheizen	30 min bei 60 °C
Binder	EPIKOTE 05390 (Hexion 2022)
Trennmittel	HP-HGR5 (HP-Textiles 2019)
Harz	Neukadur EP 986
Härter	Neukadur Hardener 269
Schleudervorgang	3600 U/min für 2,5 h
Tempervorgang	18 h

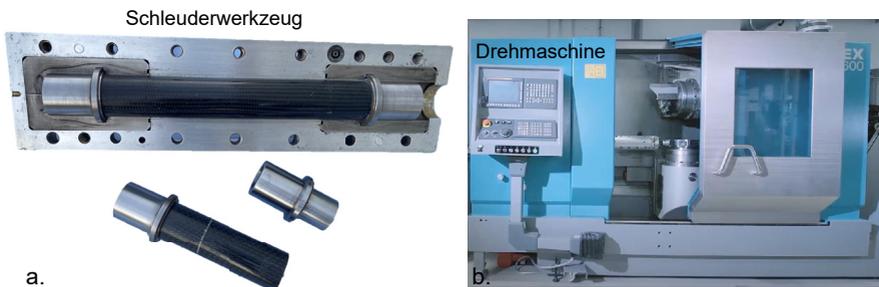


Abbildung 4.4: Offenes Werkzeug und Schleudermaschine

Um die Anzahl der Probekörper zu erhöhen, wird die aus zwei metallischen Lasteinleitungselementen bestehende Zugstange in der Mitte getrennt (siehe Abbildung 4.4a). So entstehen pro Zugstange jeweils zwei Probekörper mit einer FKV-Metall-Grenzschichtverbindung. Die Versuchskörper werden anhand der Lage im Werkzeug in *links* und *rechts* eingeteilt. Insgesamt werden vier identische Prüfkörper pro Oberflächenbehandlung hergestellt (siehe Tabelle 4.2). Für die Zugversuche wird eine Prüfmaschine der Firma Schenck verwendet. Die Prüfkörper werden mittels Spannzangen in der Maschine fixiert. Damit die Spannzangen auf der glatten Laminatoberfläche nicht abrutschen, ist die Spannzangenoberfläche strukturiert. Zusätzlich werden im Bereich der Spannzangen innere Kerne aus Vollmaterial in das Lami-

nat eingeklebt, um eine Schädigung durch Kollabieren beim Einspannen der Prüfkörper zu verhindern. Die Prüfung erfolgt weggesteuert unter quasistatischen Bedingungen mit einer Zugbelastung von 2 mm pro Minute.

4.4 Versuchsergebnisse

Im Folgenden werden die Versuchsergebnisse mit stoff- und formschlüssigen FKV-Metall-Zugkörpern aus dem Schleuderverfahren analysiert und bewertet.

Abbildung 4.5 zeigt ausgewählte Kraft-Weg-Kurven der stoffschlüssigen Versuchskörper. Wie in Abschnitt 4.3 ausgeführt, wurden die Zugstangen in der Mitte getrennt, sodass die Versuchskörper entweder aus der *rechten* oder der *linken* Werkzeughälfte stammen und mit 1 bzw. 2 hinsichtlich der Herstellungsnummer der Zugstange deklariert sind. In Abbildung 4.6 sind die maximalen Zugkräfte und die zugehörige Verbindungsfestigkeit inklusive Standardabweichungen dargestellt. Die Verbindungsfestigkeit ist dabei als der Quotient aus erreichter Maximalkraft und vorliegender Grenzfläche zwischen FKV und Metall definiert.

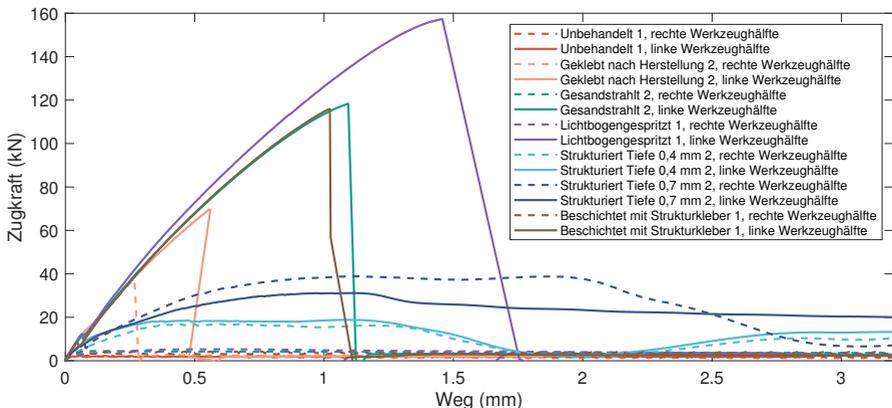


Abbildung 4.5: Kraft-Weg Diagramm der geschleuderten FKV-Metall Prüfkörper mit Stoffschluss (A_Pagès 2019; Nieschlag & Coutandin u. a. 2020)

Es zeigt sich, dass die Referenzprüfkörper mit einer Reinigung und einer ansonsten unbehandelten Oberfläche des Lasteinleitungselements deutlich geringere Verbindungsfestigkeiten aufweisen als mechanisch behandelte oder beschichtete Probekörper (siehe Abbildung 4.5 und Abbildung 4.6). Eine einfache Reinigung der Probekörper mit Aceton scheint somit nicht auszureichen, um Kräfte im zweistelligen kN-Bereich zwischen CFK und Metall übertragen zu

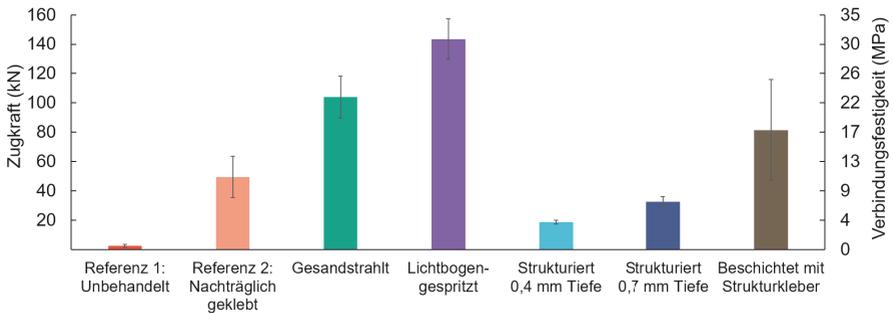


Abbildung 4.6: Zugkräfte und Verbindungsfestigkeiten der Prüfkörper mit Stoffschluss Festigkeit (A_Pagès 2019; Nieschlag & Coutandin u. a. 2020)

können. Weiterhin zeigt Abbildung 4.5, dass alle Prüfkörper aus der rechten Werkzeughälfte im Vergleich zur linken Werkzeughälfte sehr viel geringere Maximalkräfte erzielen. Von dieser Beobachtung sind lediglich Prüfkörper mit Strukturierungen auf der Mesoskala ausgenommen. Es wird angenommen, dass das durch Fräsbearbeitung hergestellte Schleuderwerkzeug nicht präzise genug gefertigt wurde und ein Parallel- bzw. Winkelversatz zwischen dem Lasteinleitungselement und der CFK-Struktur vorliegt, der die Festigkeiten bei Bauteilen aus der rechten Werkzeughälfte signifikant reduziert. Aufgrund dessen werden die Prüfkörper der rechten Werkzeughälfte in den Festigkeitsberechnungen in Abbildung 4.6 nicht berücksichtigt.

Aus den Ergebnissen lässt sich außerdem ableiten, dass sich sowohl mit dem Sandstrahlen als auch mit dem Lichtbogenspritzen und dem Beschichten mit Strukturkleber eine festigkeitssteigernde Wirkung erzielen lässt. Werden die Festigkeiten der Lichtbogenspritzbehandlung mit Ra 9,8 μm mit denen der Sandstrahlbehandlung mit Ra 2,7 μm verglichen, so kann geschlussfolgert werden, dass eine höhere Oberflächenrauheit die Festigkeit der Verbindung positiv beeinflusst. Dabei können mit dem Lichtbogenspritzen bis zu 34 MPa Verbindungsfestigkeit erreicht werden. Auch die chemische Oberflächenbehandlung mit einer Beschichtung des Strukturklebers PermaBond ET5428 kann die Festigkeit im Vergleich zur alleinigen Reinigung erheblich steigern. Das Beschichten mit Strukturkleber erzielt jedoch leicht geringere Festigkeitswerte als das Sandstrahlen und zeigt zusätzlich eine höhere Standardabweichung.

An dieser Stelle ist ein Vergleich mit der Referenz 2, die nach der Herstellung extrinsisch mit dem Strukturkleber gefügt wurde, äußerst interessant. Die durchschnittliche Festigkeit

dieser nachträglich geklebten Prüfkörper liegt etwas unterhalb der Prüfkörper mit einer Oberflächenbehandlung auf der Mikroskala (siehe Abbildung 4.6). Weiterhin lässt sich auch bei diesen Prüfkörpern mit extrinsischer Hybridisierung eine Abhängigkeit von der Position im Werkzeug feststellen. Auch hier zeigen die Prüfkörper, die aus der linken Werkzeughälfte stammen, eine höhere Festigkeit (siehe Abbildung 4.5). Zusätzlich sind die Ergebnisse ein Beweis dafür, dass durch eine extrinsische Verklebung nicht unbedingt höhere Festigkeiten erzielt werden. Insgesamt versagen alle Prüfkörper mit Oberflächenbehandlung auf der Mikroskala adhäsiv zwischen Laminat und metallischer Oberfläche. Es bleiben nur sehr vereinzelt kleine Matrixreste auf der metallischen Oberfläche zurück.

Werden die Prüfkörper mit einer gerändelten Strukturierung auf der Mesoskala in den Fokus genommen, so zeigt sich lediglich eine mittlere Verbindungsfestigkeit von ca. 4 MPa. Jedoch ist mit zunehmender Rändeltiefe von t_s 0,4 mm auf 0,7 mm eine deutliche Steigerung auf 7 MPa zu beobachten. Trotzdem liegen diese Werte weit unterhalb der Festigkeiten der übrigen Oberflächenbehandlungen. Ein signifikanter Unterschied zu den Oberflächenbehandlungen auf der Mikroskala ist, dass es bei den strukturierten Prüfkörpern nicht zu einem abrupten Versagen kommt, sondern ein sukzessives Versagensverhalten mit einer Energieaufnahme beobachtet werden kann. Durch die Rändelung wird ein Formschluss auf der Mesoskala erzeugt, der für diese Energieaufnahme verantwortlich ist. Die Zähne der Strukturierung graben sich bei Zugbelastung durch das Laminat und zerstören beim Versagen sukzessiv die darüber liegende Laminatschicht.

Abbildung 4.7 und Abbildung 4.8 zeigen die Versuchsergebnisse für die geschleuderten FKV-Metall-Prüfkörper mit Formschluss. Im Gegensatz zu den stoffschlüssigen Prüfkörpern zeigen die Prüfkörper mit Formschluss eine deutlich geringere Verbindungsfestigkeit. Die ausgewählten Oberflächenbehandlungen Sandstrahlen und Beschichten mit Strukturkleber, erzielen im Vergleich zur gereinigten Referenz nur eine sehr marginale Erhöhung der Verbindungsfestigkeit. Zudem ist weder bei den gereinigten, den gesandstrahlten oder den beschichteten Prüfkörpern ein deutliches Erstversagen identifizierbar. Die Kraft-Weg-Kurven zeigen vielmehr ein sukzessives Abgleiten der Laminatstrukturen auf den metallischen Lasteinleitungselementen. Jedoch weisen alle Prüfkörper mit Makroformschluss einen Versagensverlauf mit Energieabsorption auf.

Eine deutliche Steigerung der Belastbarkeit ist nur mit der Strukturierung der formschlüssigen Lasteinleitungselemente, also dem Multiskalenformschluss auf Makro- und Mesoskala erzielbar. Damit können maximale Auszugskräfte von bis zu 75 kN und durchschnittliche Festigkeiten von 15 MPa erreicht werden. Überdies zeigt sich bei den Prüfkörpern mit Multiskalenformschluss ein definiertes Erstversagen. Die gemessene Kraft fällt nach diesem

Erstversagen abrupt ab, stabilisiert sich dann aber bei ungefähr 50 % der Maximalkraft und der Prüfkörper versagt weiter unter Energieabsorption.

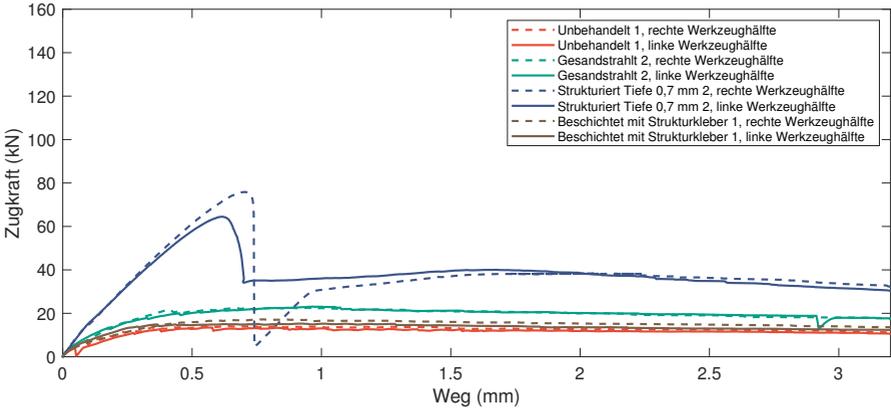


Abbildung 4.7: Kraft-Weg Diagramm der geschleuderten FKV-Metall Prüfkörper mit Formschluss (A_Eyer 2019; Nieschlag & Coutandin u. a. 2020)

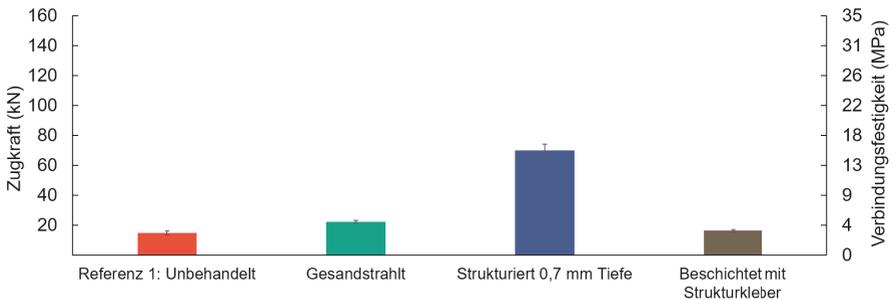


Abbildung 4.8: Zugkräfte und Verbindungsfestigkeiten der Prüfkörper mit Formschluss (A_Eyer 2019; Nieschlag & Coutandin u. a. 2020)

Allgemein zeigt der Vergleich von unterschiedlichen FVK-Metall-Prüfkörpern, dass mit einer Auswahl geeigneter Oberflächenbehandlungen auch mit einem reinen Stoffschluss hohe Verbindungsfestigkeiten erzielt werden können. Hybride Schleuderbauteile mit Formschluss sind in der Herstellung aufwendiger und sollten im Idealfall einen Multiskalenformschluss aufweisen. Insgesamt sind die Verbindungsfestigkeiten bei den gewählten Parametern für

formschlüssige Bauteile geringer, zeigen aber eine hohe Energieabsorption im Versagensprozess. In Abbildung 4.9 sind die Kraft-Weg Kurven eines stoffschlüssigen Prüfkörpers mit Lichtbogenspritzbehandlung und die eines multiskalenstrukturierten Prüfkörpers aufgetragen. Die Flächen unter den Kurven stellen die mechanische Arbeit dar, welche der absorbierten Energie entspricht. Es ist ersichtlich, dass der stoffschlüssige Versuchskörper eine deutlich höhere Maximalkraft aufweist, die integrierte Energieabsorption aber mit 136,4 J nur etwas mehr als die Hälfte der absorbierten Energie des formschlüssigen Prüfkörpers mit 248,5 J beträgt. Die hybriden Schleuderteile mit Formschluss sind daher insbesondere für Crashanwendungen äußerst interessant (vgl. Mildner 2013, S. 6). Weiterhin muss bei Werkzeugen für das intrinsische Schleuderverfahren besondere Sorgfalt auf die Präzision gelegt werden, um Parallel- und Winkelversätze zwischen Lasteinleitungselement und FKV-Hohlstruktur zu vermeiden.

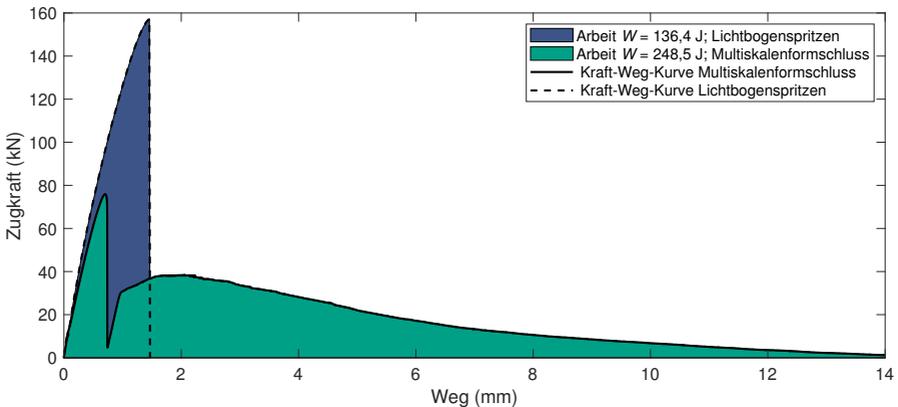


Abbildung 4.9: Kraft-Weg-Kurven mit dazugehöriger mechanischer Arbeit in Form von absorbierter Energie

4.5 Identifikation einer geeigneten Matrix für das intrinsische Schleuderverfahren

Dieser Abschnitt widmet sich der Identifikation einer geeigneten Epoxidmatrix für das intrinsische Schleuderverfahren. Diese soll in Abhängigkeit von der Viskosität, der Aushärtegeschwindigkeit und der adhäsiven Eigenschaft ausgewählt werden.

Neben der Oberfläche der Fügepartner beim intrinsischen Schleuderverfahren gibt es diverse andere Faktoren, die Einfluss auf die Festigkeit der Verbindung besitzen. In Analogie

zum extrinsischen Kleben werden die wichtigsten Einflussfaktoren zusammengefasst (vgl. Abschnitt 2.3). Zu nennen sind die Dicke der Klebschicht, die Steifigkeit der Fügepartner, die Länge bzw. Fläche der Grenzschicht, die Rauheit der Oberflächen, die Geometrie der Verbindung, der Anpressdruck während des Aushärtens, die Benetzung der Oberfläche mit dem Klebstoff sowie der Klebstoff selbst. (Habenicht 2006; Schürmann 2005)

Beim intrinsischen Schleuderverfahren mit Duroplasten fungiert die Epoxidmatrix selbst als Klebstoff. Dieses Kapitel beschäftigt sich daher mit den beiden letzten Faktoren, der Benetzung der Oberfläche und der adhäsiven Eigenschaft der eingesetzten Matrix. Ziel ist es, eine Matrix mit niedriger Viskosität bei der Verarbeitung auszuwählen, um eine schnelle Tränkung zu gewährleisten. Zudem begünstigt eine niedrige Viskosität die Benetzbarkeit der metallischen Fügeiteiloberfläche mit der Matrix (Page & Berg u. a. 2001). Eine ausreichende Benetzung ist Grundlage für die Ausbildung von erforderlichen Haftungskräften für die Grenzschichtfestigkeit (Habenicht 2006, S. 336). Das zweite Auswahlkriterium ist eine schnelle Aushärtung der Matrix. Da der Schleuderprozess erst gestoppt werden kann, wenn die Matrix vollständig ausgehärtet ist, hängt die Produktivität des Schleuderverfahrens maßgeblich von der Aushärtegeschwindigkeit ab. Die dritte wichtige Materialeigenschaft ist die Haftung der Epoxidmatrix am metallischen Funktionselement. Bei der intrinsischen Hybridisierung mittels Stoffschluss wird die Verbindungsfestigkeit neben den anderen genannten Einflüssen signifikant von dieser adhäsiven Eigenschaft der Matrix beeinflusst.

Um eine geeignete Epoxidmatrix für den Einsatz im Schleuderverfahren zu identifizieren, wird eine Angebotsrecherche durchgeführt. Auf Basis von Viskositätswerten und Topf- bzw. Gelierzeiten (vgl. Unterabschnitt 2.4.1), werden aus einer Liste mit 70 unterschiedlichen Epoxidmatrixsystemen drei Harz-Härter-Kombinationen von verschiedenen Herstellern ausgewählt (A_Cai 2019, S. 11):

- NEUKADUR EP 986 / Härter 269 (Altropol 2016)
- Araldite® LY 3585 / Aradur® 3475 (Huntsman 2022)
- SR 8500 / SZ 8525 (Sicomini 2014)

NEUKADUR EP 986 mit Härter 269 von Altropol wird ausgewählt, weil es von (Koch 2017, S. 97) für die Validierung eingesetzt wurde und sich als geeignetes Matrixsystem für den Einsatz im Schleuderverfahren erwiesen hat. Das System ist speziell für das VARI-Verfahren entwickelt worden und besitzt eine geringe Viskosität von 450 mPa·s bei 25 °C (Altropol 2016). Die Kombination Araldite® LY 3585 mit Härter Aradur® 3475 der Firma Huntsman ist dagegen für eine extrem schnelle Injektion und Aushärtung unter Wärmezufuhr konzipiert. Es besitzt bei einer Verarbeitungstemperatur von 115 °C lediglich eine Taktzeit von 2 Minuten.

Araldite® LY 3585 ist zudem für die Fertigung der BMW i-Serie qualifiziert worden (Huntsman 2022). Das Harz SR 8500 mit Härter SZ 8525 von Sicomin ist auch eine Matrix für die Massenproduktion von FKV-Bauteilen. Es ist speziell für die Warmaushärtung entwickelt und besitzt bei einer Temperatur von 110 °C eine Zykluszeit von 8 Minuten (Sicomin 2014).

Die Informationen auf den Datenblättern der ausgewählten Matrixsysteme lassen durchaus auf eine schnelle Produktion mit niedrigen Taktzeiten im Schleuderverfahren schließen. Um auch die adhäsive Hafteigenschaft der Matrixsysteme an metallischen Oberflächen zu bewerten, werden Zugscherfestigkeitsprüfungen in Anlehnung an (DIN EN 1465 2009) durchgeführt. Der Vorteil dieser genormten Zugscherversuche ist die günstige und schnelle Prüfkörperherstellung. Die Probengeometrie ist in Abbildung 4.10 dargestellt. Sie besteht aus zwei ebenen Streifen, die über eine definierte Überlapplänge gefügt sind. Im vorliegenden Fall der Hybridanwendung besteht der eine Streifen aus einem 1,6 mm dicken Stahlblech und der andere Streifen aus FKV. Die Herausforderung liegt darin, die relevanten Prozesseigenschaften aus dem Schleuderverfahren bei der Bauteilherstellung mit zu berücksichtigen. Daher werden die Probekörper im VARI-Verfahren bei Unterdruck und nicht mit dem RTM-Verfahren mit höheren Drücken hergestellt. Der Infusionscharakter gleicht so mehr dem Schleuderverfahren mit den äußerst geringen Tränkungsdrücken. Zudem werden identische Faserhalbzeuge wie im Schleuderverfahren eingesetzt, indem Flechtschläuche aufgetrennt und auf Probengeometrie zugeschnitten werden.

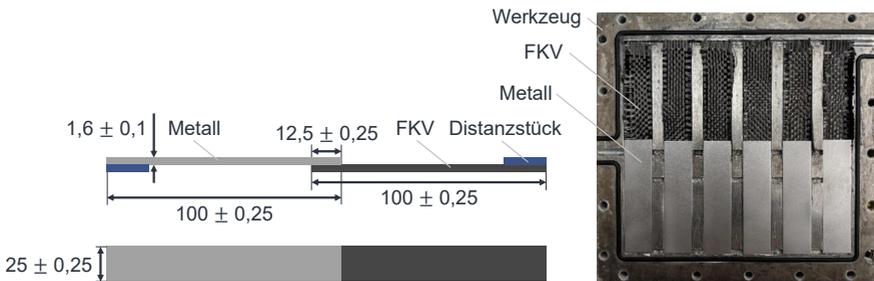


Abbildung 4.10: Probengeometrie des Hybridbauteils in Anlehnung an DIN1465 und bestücktes VARI-Werkzeug (A_Cai 2019, S. 15)

Um ein vergleichbares Ergebnis zu erhalten, wird jeder Blechstreifen vorher gesandstrahlt und anschließend mit Aceton gereinigt. Die trockenen Faserpreforms werden zusammen mit den Blechen in das Werkzeug eingelegt (siehe Abbildung 4.10). Im Anschluss trinkt die Epoxidmatrix die Fasern durch Anlegen eines Vakuums. Dabei entsteht die stoffschlüssige Verbindung, wie im Schleuderverfahren, auf Basis der adhäsiven Eigenschaft der Matrix. Um auch den Einfluss der Temperatur auf die Verbindungsfestigkeiten zu untersuchen, werden

zwei Prüfreiheiten bei 25°C und bei 70°C hergestellt. Höhere Temperaturen als 70°C können dabei im Rahmen der Herstellung nicht angewendet werden, da ansonsten ein Aushärten vor Abschluss der Tränkung auftritt. Die vollständige Aushärtung aller Versuchskörper wird durch einen Temperzyklus von 2 Stunden bei 90°C sichergestellt.

In der Mitte des Prüfkörpers überlappen sich die Streifen in einem Bereich von 25 mm x 12,5 mm. Dieser Bereich stellt die Fügeverbindung dar und wird mittels des Zugscherversuchs quasistatisch geprüft. Dafür werden die Probekörper jeweils mit zwei Distanzstücken an den Enden verklebt, um die Breite auszugleichen und ein Versagen beim Einspannen zu verhindern (siehe Abbildung 4.10). Anschließend werden die Prüfkörper in eine Zwick Z100 Prüfmachine eingespannt und quasistatisch auf Zug belastet. Pro Variante werden jeweils sechs identische Versuchskörper hergestellt, sodass aufgrund der beiden Einflussfaktoren Matrixsystem und Temperatur insgesamt 36 Bauteile geprüft werden.

Die Ergebnisse der Zugscherfestigkeitsprüfung bei Fertigungstemperaturen von 25°C und 70°C sind in Abbildung 4.11 zusammen mit den dazugehörigen Standardabweichungen dargestellt. Allgemein lässt sich ableiten, dass eine Erhöhung der Temperatur von 25°C auf 70°C einen festigkeitssteigernden Einfluss auf die Verbindung hat. Ein möglicher Grund ist die niedrigere Viskosität bei der Tränkung und die damit einhergehende bessere Benetzung der metallischen Oberfläche. Zudem zeigt die Matrix SR 8500 / SZ 8525 von Sicomin große Vorteile im Vergleich zu den Produkten von Altrapol und Huntsman hinsichtlich der durchschnittlichen Zugscherfestigkeit der geprüften Proben. Zusätzlich ist die Steigerung der maximalen Festigkeit bei Temperaturerhöhung bei dieser Matrix besonders hoch. Die durchschnittliche Verbindungsfestigkeit für SR 8500 / SZ 8525 bei 70°C beträgt 9.4 MPa und liegt damit 105% über der durchschnittlichen Festigkeit von NEUKADUR EP 986 / Härter 269 von Altrapol und 369% über der von Araldite® LY 3585 / Aradur® 3475 von der Firma Huntsman.

Weiterhin werden Viskositätsmessungen der drei Matrixsysteme mit einem Rotationsviskosimeter DV2T-RV der Firma Brookfield durchgeführt. Ziel ist es, die Viskositätsverläufe der unterschiedlichen Matrixsysteme miteinander zu vergleichen und maximale Tränkungszeiten abzuschätzen. Die Viskosität sollte dabei möglichst gering sein, um den Preform schnell tränken zu können und eine ausreichende Benetzung der metallischen Oberfläche zu gewährleisten. Bei der Aushärtung ist ein geringes Zeitfenster vorteilhaft, da so die Zykluszeit reduziert wird und damit die Produktivität angehoben werden kann.

Für die Viskositätsmessungen wird die zu untersuchende Matrix anhand einer Mischpistole mit Einwegmischer in eine beheizte Versuchskammer eingeführt. Der Versuch wird anschließend umgehend gestartet, um ein frühzeitiges Aushärten und damit eine Verfälschung der Messung

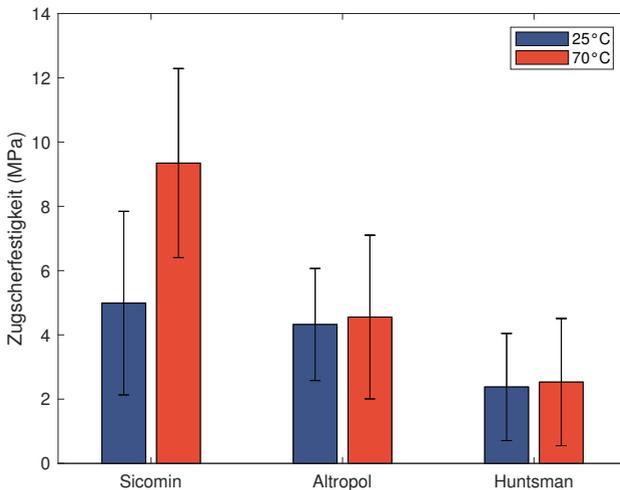


Abbildung 4.11: Vergleich der Zugscherfestigkeiten in Abhängigkeit von Matrixsystem und Temperatur (A_Cai 2019, S. 30)

zu vermeiden. In der Kammer dreht sich eine zylindrische Spindel mit einem genormten Prüfkopf in der Matrix (DIN 53019-1 2008). Aus dem gemessenen Drehmoment und der Drehzahl kann auf Basis von (DIN 53019-1 2008) die Viskosität berechnet werden. Es werden Viskositätsmessungen bei 25 °C und bei 70 °C durchgeführt. Die Auswertung der Verläufe erfolgt mit der Software RheocalcT der Firma Brookfield.

In Abbildung 4.12 sind die Ergebnisse der Viskositätsmessungen für die drei Matrixsysteme dargestellt. Es zeigt sich, dass die Matrixsysteme bei 25 °C hohe Anfangsviskositäten von bis zu 1600 mPa·s aufweisen. Im Gegensatz dazu lassen sich bei 70 °C niedrige Anfangsviskositäten von < 300 mPa·s feststellen. Allgemein zeigen die Viskositätsmessungen, dass mit einer Temperaturerhöhung die Zeitspanne bis zum deutlichen Anstieg der Viskosität signifikant reduziert wird. So erreicht die Matrix von Altropol bei einer Temperatur von 70 °C nach ca. 3 Minuten eine Viskosität von 3500 mPa·s. Die Matrix von Sicomin benötigt dafür ca. 13 Minuten. Bei einer Reduktion der Temperatur erhöht sich die Zeit bis zum Erreichen dieser Viskosität um ein Vielfaches. Aufgrund der Beobachtungen und der chemischen Zusammenhänge ist bei einer weiteren Temperatursteigerung über 70 °C eine weitere Verkürzung der Aushärtezeit zu erwarten.

Infolge der Ergebnisse von Zugscherfestigkeitsprüfungen und Viskositätsmessungen der Matrixsysteme, wird für weitere Schleuderbauteile die Matrix SR 8500 / SZ 8525 von Sicomin

ausgewählt. Sie zeigt im Vergleich zu den anderen untersuchten Systemen die beste Kombination aus adhäsiver Haftung am metallischen Lasteinleitungselement, niedriger Viskosität bei der Tränkung und ausreichend schneller Aushärtung unter Temperaturzufuhr.

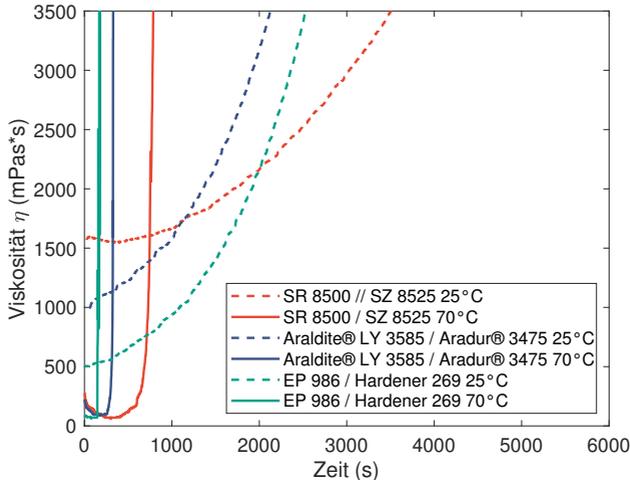


Abbildung 4.12: Vergleich der Viskositäten verschiedener Matrixsysteme bei 25 °C und 70 °C

Fazit

Die mechanische Charakterisierung zeigt, dass auch bei intrinsisch geschleuderten Hybridbauteilen die Oberflächenbehandlung einen signifikanten Beitrag zur Erhöhung der Verbindungsfestigkeit beitragen kann. Geeignete Behandlungen sind hier beispielsweise Lichtbogenspritzten oder Sandstrahlen. Bei der Ausführung der hybriden Zugstange lässt sich festhalten, dass mit einem Stoffschluss und einer geeigneten Oberflächenbehandlung sehr hohe Verbindungsfestigkeiten erzielt werden können. Dagegen zeigt der Formschluss bei den gewählten Parametern geringere Verbindungsfestigkeiten, dafür aber eine gute Energieabsorption während des Versagens. Diese Verbindungsart könnte daher für Craschanwendungen geeignet sein. Auch die eingesetzte Duroplastmatrix selbst besitzt einen hohen Einfluss auf die spätere Verbindung. Deshalb ist es zweckmäßig, eine Matrix mit geringer Viskosität und guten adhäsiven Haftigenschaften auszuwählen.

5 Belastungsgerechte Gestaltung von im Schleuderverfahren hergestellten Verbindungen

In Abschnitt 4.4 wurde das Potenzial von intrinsisch geschleuderten FKV-Metall-Bauteilen aufgezeigt. Neben materialspezifischen und prozessspezifischen Einflussfaktoren, wie der Oberflächentopologie, der Matrix und der Verarbeitungstemperatur, besitzt auch die Geometrie der Verbindung eine hohe Bedeutung für die Verbindungsfestigkeit. Deshalb wird die Geometrie der geschleuderten FKV-Metall-Überlappverbindungen im vorliegenden Kapitel mit der FEM genauer untersucht. Innerhalb vordefinierter Grenzen werden dabei Geometrieparameter verändert und der Einfluss auf die Verbindung mittels einer Kostenfunktion bewertet. Durch den Einsatz von Optimierungsstrategien lassen sich so optimale Geometrien hinsichtlich einer hohen Verbindungsfestigkeit ableiten. In Anlehnung an die Ergebnisse aus Abschnitt 4.4 stehen sowohl stoffschlüssige Verbindungen mit hohen Festigkeiten als auch formschlüssige Verbindungen mit guter Energieabsorption im Fokus der Untersuchungen.

5.1 Stoffschlüssige Verbindungen

Das metallische Lasteinleitungselement kann bei stoffschlüssiger Anbindung entweder außen oder innen am Laminat anliegen (siehe auch Abbildung 2.12). Bei diesen einseitigen Verbindungen überlappen sich Laminat und metallisches Lasteinleitungselement über eine definierte Länge und bilden so eine Grenzschicht, in der die Kräfte von einem in das andere Material übertragen werden. Auf doppelte Überlappungen wird aufgrund des höheren Gewichts und des Aufwands beim Einführen des Preforms nicht weiter eingegangen.

Der Vorteil von außenliegenden Lasteinleitungselementen ist, dass die Tränkung deutlich schneller abgeschlossen ist als bei innenliegenden Lasteinleitungselementen. Dies liegt daran, dass bei außenliegenden Lasteinleitungselementen kein axialer Überlappbereich getränkt werden muss, sondern nur über die Bauteildicke getränkt wird. Ein weiterer Vorteil ist, dass die Fasern beim Schleudern aufgrund der Zentrifugalkraft in das Lasteinleitungselement hineingedrückt werden, da die Dichte der Fasern über der Dichte der eingesetzten Matrix liegt (Schürmann 2005, S. 41 und 132). Studien zeigen, dass die Dicke einer extrinsischen

Klebschicht einen erheblichen Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit besitzt und in optimaler Ausführung ungefähr 0,1 mm beträgt (Habenicht 2006, S. 444; vgl. auch Abschnitt 2.3). Beim intrinsischen Schleudern liegt keine fest definierte Klebschicht zwischen den Fügepartnern vor, sondern der Übergang zwischen Metall und Laminat gestaltet sich fließend. Im Grenzbereich liegt trotzdem eine dünne Schicht aus reiner Matrix ohne Fasern vor. Eine Dicke dieser Zwischenschicht von 0,1 mm ist eher bei einem außenliegenden Lasteinleitungselement zu erwarten, da die Fasern nach außen getragen werden. Verbindungen mit einem innenliegenden Lasteinleitungselement müssen daher präzise gepreformt werden, um eine dicke Matrixschicht zwischen metallischem Lasteinleitungselement und Laminat zu vermeiden. Vor diesem Hintergrund ist auch der von (Ruhland 2022, S. 10) propagierte Toleranzausgleich durch die Matrix kritisch zu hinterfragen. Fest steht, die Dicke dieser Zwischenschicht kann im Schleuderverfahren nicht präzise vorgegeben werden. Schliffbilder mit außenliegenden Lasteinleitungselementen zeigen aber eine Anbindung um den anzustrebenden Wert von 0,1 mm. Beim Preforming sollte trotzdem stets beachtet werden, dass eine zu dicke Matrixschicht negative Auswirkungen auf die Festigkeit besitzt.

Auf Basis der ausgeführten Überlegungen soll die Gestaltung der stoffschlüssigen Überlappgeometrie am Beispiel eines außenliegenden Lasteinleitungselementes erfolgen und in den folgenden Kapiteln vorgestellt werden. Dabei darf der Einfluss der thermischen Ausdehnungskoeffizienten bei Herstellung unter Wärmezufuhr nicht vernachlässigt werden. Deshalb wird diese Thematik gesondert in Abschnitt 5.2 diskutiert.

5.1.1 Überlappgeometrien stoffschlüssiger Verbindungen

Klassische Überlappgeometrien zeigen an den Rändern der Überlappung die maximalen Schub-, Schäl- und Längsspannungen in der Klebschicht (Volkersen 1938; Goland & Reissner E. 1944). Wenn diese maximalen Spannungen durch geometrische Optimierungen reduziert werden können, lässt sich die Festigkeit der Verbindung stark erhöhen. In der Literatur werden deshalb vermehrt sogenannte Klebkehlen (eng. spew fillets) an einfachen und doppelten Überlappverbindungen untersucht (siehe Abbildung 5.1). (Adams & Atkins u. a. 1986; Adams & Harris 1987) waren die ersten, die sowohl numerisch als auch experimentell solche Klebkehlen bei metallischen Fügepartnern untersuchten und den positiven Effekt feststellten. Zudem existieren auch Forschungen zu rohrförmigen Überlappgeometrien (Adams & Peppiatt 1977), allerdings ohne die Berücksichtigung des Einflusses von Verrundungen der Fügepartner. Die erste Studie mit Klebkehlen an einfachen CFK-Metall-Überlappverbindungen führte (Hildebrand 1994) durch. Er konnte zeigen, dass mit geeigneten Überlappgeometrien die

Verbindungsfestigkeit um 90 - 150 % gesteigert werden kann. Zudem untersuchte er die Auswirkung von Entlastungskernen, um die Steifigkeit lokal zu verringern und so die maximalen Spannungen innerhalb der Klebschicht vom Rand der Verbindung in die Mitte zu verlagern. Im Vergleich zu den genannten Studien konzentrierten sich (Lang & Mallick 1998) auf die Geometrie der Kehle und zeigten, dass auch mit runden Klebkehlen gute Festigkeitswerte erreicht werden können. Andere Arbeiten widmeten sich dem optimalen Winkel der Klebkehle. Dieser liegt laut (Belingardi & Goglio u. a. 2002) für einfache FKV-Metall-Überlappverbindungen bei 45°. (Apalak & Engin 2004; Zhao & Adams u. a. 2011a; Zhao & Adams u. a. 2011b) untersuchten das initiale Risswachstum bei dieser Art von Verbindungen. Dabei zeigen experimentelle Ergebnisse, dass ein Abrunden der Fügepartner nur bei spröden, nicht aber bei duktilen Klebstoffen von Vorteil ist. Auch bei der Verklebung von dickeren Platten lassen sich mit einer Klebkehle Vorteile erzielen. Der Effekt fällt jedoch weniger stark als bei einfachen Überlappverbindungen mit dünnen Fügepartnern aus (Deng & Lee 2008).

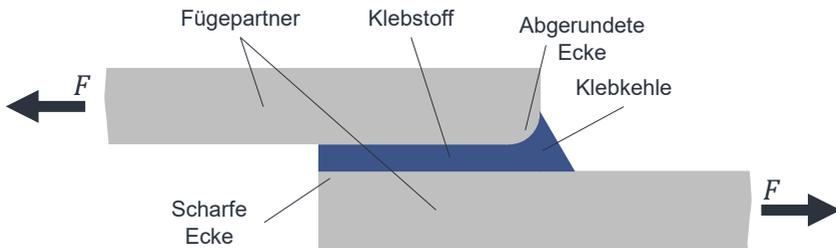


Abbildung 5.1: Einfache Überlappverbindung mit Klebkehle und abgerundeter Ecke (eigene Darstellung in Anlehnung an (Schürmann 2005, S. 601; Zhao & Adams u. a. 2011b))

Aufgrund der vielen Forschungsergebnisse ist ersichtlich, dass eine Anpassung der Geometrie zur Reduktion der Spannungsspitzen am Ende der Überlappung beitragen kann. Bekannte Studien beschäftigen sich jedoch nur mit nachträglich geklebten Bauteilen. Außerdem liegt der Fokus auf einfachen Überlappverbindungen und nicht auf zylindrischen Verbindungen. Weiterhin muss beim Schleuderverfahren der Effekt des Abkühlens von Prozess- auf Raumtemperatur berücksichtigt werden. Deshalb werden im Folgenden eigene Untersuchungen vorgenommen, um mit einer Kostenfunktion eine optimale Gestalt für stoffschlüssige Schleuderbauteile abzuleiten. Im ersten Schritt wird dafür ein parametrisiertes FE-Modell einer stoffschlüssigen FKV-Metall-Zugstange aufgebaut.

5.1.2 Modellaufbau

Das FE-Modell wird mit der Simulationssoftware Abaqus/Standard 2019 von Dassault Systèmes Simulia aufgebaut. Die Vorgehensweise wurde bereits im Rahmen der Veröffentlichung (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021) vorgestellt. In Abbildung 5.2 sind die geometrischen Parameter des Modells gezeigt.

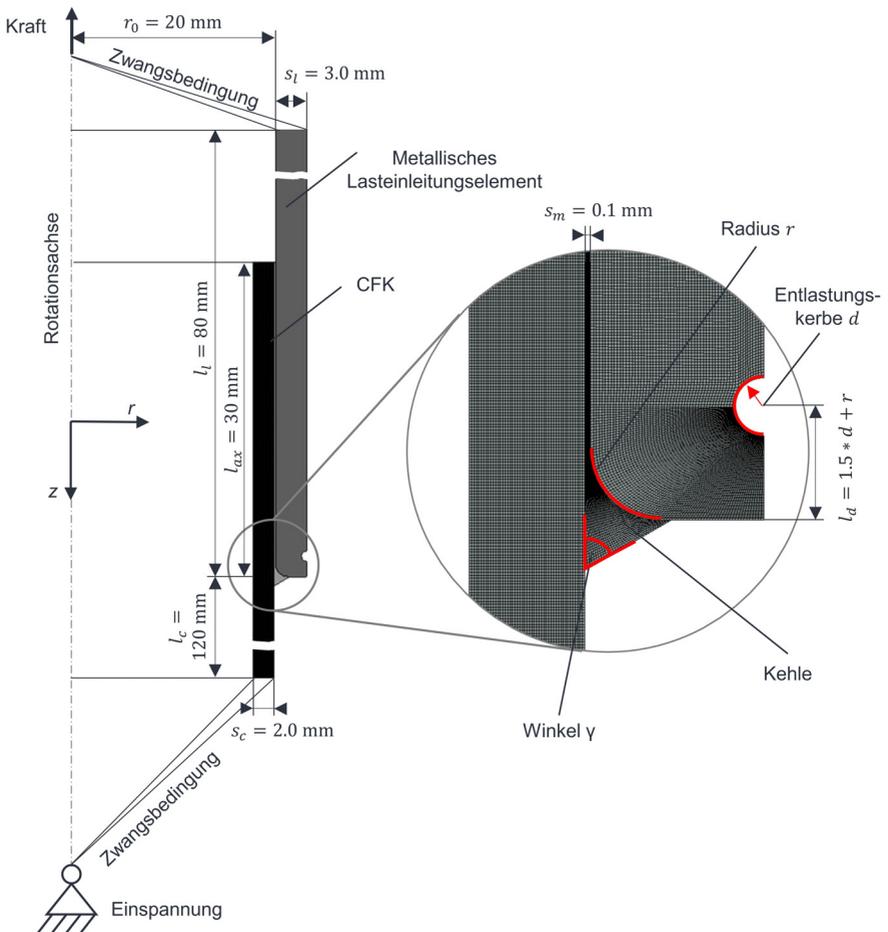


Abbildung 5.2: FE-Modell mit Klebkehle und Abrundung des metallischen Lasteinleitungselements (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

Die Überlapplänge l_{ax} zwischen FKV und Metall beträgt 30 mm. Zwischen Laminat und metallischem Lasteinleitungselement ist eine dünne Matrixschicht mit einer Dicke von $s_m = 0.1$ mm modelliert (vgl. Abschnitt 5.1). Die Außenfläche dieser dünnen Matrixschicht besitzt einen Durchmesser r_0 von 20 mm. Für die Wandstärke des CFK wird eine Dicke s_c von 2 mm festgelegt und die Dicke des metallischen Lasteinleitungselements s_l beträgt 3 mm. Als metallisches Material wird im Unterschied zu vorherigen Untersuchungen Aluminium ausgewählt, da es bei akzeptablen Steifigkeiten eine viel geringere Dichte und damit einen wesentlich besseren Leichtbaugrad als Stahl aufweist.

Um die Rechenzeit des FE-Modells zu reduzieren, wird die hybride Zugstange rotations-symmetrisch berechnet. Darüber hinaus besitzt die Zugstange zwei identische FKV-Metall-Überlappenden mit einer Symmetrieebene in der Mitte der Komponente (vgl. Abbildung 4.1). Aufgrund dieser Symmetrie ist es ausreichend, lediglich eine Hälfte der Komponente zu modellieren (siehe Abbildung 5.2), da die Ergebnisse übertragbar sind und so die Rechenzeit weiter reduziert werden kann.

Die axiale Zugkraft wird über einen Referenzpunkt mit einer Zwangsbedingung in das obere Ende des metallischen Lasteinleitungselements eingeleitet. Für die aufgebrachte Zugkraft werden 75 kN festgelegt (siehe auch Tabelle 5.1). Das Laminat wird am unteren Ende mittels einer Einspannung fixiert. Zur schnelleren Aushärtung und für eine geringe Viskosität (vgl. Abschnitt 4.5), sollen sowohl Matrix als auch Werkzeug vor und während des Schleuderverfahrens auf 100 °C erhitzt werden. Nach dem Aushärten kühlen die Bauteile wieder auf Raumtemperatur ab, bevor die mechanische Prüfung erfolgt. Diese Temperaturänderung kann zur Ausbildung von thermischen Spannungen zwischen FKV und Metall führen. Dabei können festigkeitssteigernde Druckspannungen oder festigkeitsmindernde Zugspannungen innerhalb der Grenzschicht entstehen, weshalb dieser Aspekt im Modell berücksichtigt werden muss. Daher wird vor dem mechanischen Belastungsschritt eine Temperaturreduktion um 80 °C auf Raumtemperatur vorgegeben.

Tabelle 5.1: Übersicht über mechanische und thermische Belastungen

Parameter	Belastungsschritt	Betrag
Temperatur	Abkühlung	80 °C
Zugkraft	Mechanische Belastung	75 kN

Durch die Abkühlung von der Prozess- auf Raumtemperatur sind die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von Aluminium und CFK von besonderer Bedeutung. Während die thermischen Ausdehnungen des Aluminiums und der Matrix isotrop sind, ist die thermische Ausdehnung des CFK stark von der Faserorientierung abhängig (Schürmann 2005, S. 656; Fahr & Kollmannsberger 2017, S. 37). Im Gegensatz zu einfachen Geometrien, wie

beispielsweise einer Platte, existiert bei Hohlstrukturen sowohl eine thermische Dehnung in Dickenrichtung als auch eine Dehnung in Umfangsrichtung (A_Heim 2018, S. 57). Für ein 2 mm dickes FKV-Rohr mit \pm Faserorientierung im ausgeglichenen Winkelverbund (AWV) und 40 mm Außendurchmesser ist dieser Zusammenhang in Abbildung 5.3 dargestellt. Der Verlauf des effektiven thermischen Ausdehnungskoeffizienten $\alpha_{T,eff}$ in r -Richtung ist dabei mit folgender Formel berechnet (Fahr & Kollmannsberger 2017, S. 23):

$$\alpha_{T,eff} = \frac{r_{0,1} - r_{0,0}}{\Delta T \cdot r_{0,0}} = \frac{\Delta r_0}{\Delta T \cdot r_{0,0}} \quad 5.1$$

wobei Δr_0 die Längenänderung des ursprünglichen Außenradius $r_{0,0}$ infolge der Temperaturänderung ΔT ist. Die Radiusänderung Δr_0 wurde dabei für die gewählten Materialparameter mit einem numerischen Modell bestimmt (A_Zhao 2021).

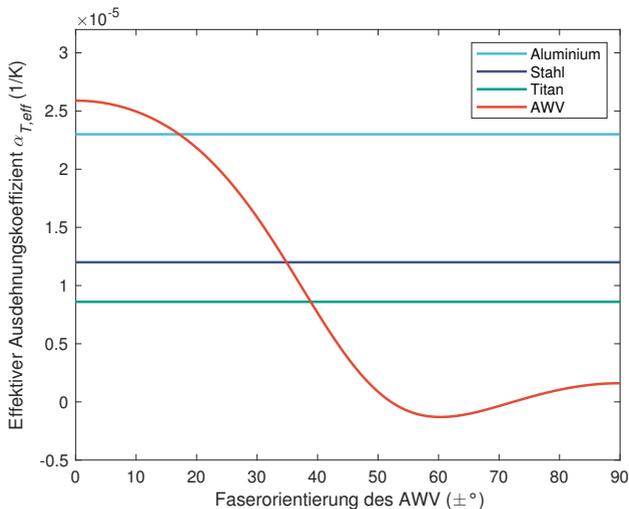


Abbildung 5.3: Effektiver thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_{T,eff}$ in r -Richtung eines AWW in Abhängigkeit der Faserorientierung

Wird ein Bauteil in axialer Zugrichtung belastet, so sollte ein hoher Faseranteil in 0° -Richtung (z -Richtung in Abbildung 5.2) orientiert sein, um eine hohe Bauteilsteifigkeit in diese Richtung zu gewährleisten. Bei der gegebenen Bauteilkonfiguration würde dies jedoch zu einer stärkeren thermischen Kontraktion des CFK-Körpers im Vergleich zu der Kontraktion des Aluminium-Lasteinleitungselements beim Abkühlen führen, da der Wärmeausdehnungskoeffizient von CFK bei 0° höher ist als der von Aluminium (siehe Abbildung 5.3). Dies würde einen Zustand erzeugen, bei dem festigkeitsmindernde Zugspannungen (vgl. Schürmann

2005, S. 600; Engasser & Puck 1980) innerhalb der Grenzschicht vorliegen. Zur Vermeidung von Zugspannungen innerhalb der Zwischenschicht wird deshalb eine stärkere thermische Kontraktion des Lasteinleitungselements angestrebt und es werden zwei verschiedene Lagenaufbauten definiert (siehe Tabelle 5.2). Auf Basis der beiden unterschiedlichen Lagenaufbauten kann der Einfluss der Faserorientierung beurteilt werden. Durch die Verwendung von Orientierungen mit $\pm 60^\circ$ ist zudem sichergestellt, dass die Abkühlung eine Druckspannung in der Grenzschicht zwischen Metall und Laminat induziert. Der Unterschied zwischen den beiden Lagenaufbauten V1 und V2 besteht darin, dass V1 eine stärkere Druckspannung innerhalb der Matrixschicht erzeugt, wohingegen mit V2 eine höhere axiale Steifigkeit des Laminats gegeben ist. In Anlehnung an (VDI 2014 2006, S. 46) werden die \pm Schichten dabei in Abaqus 2019 vereinfacht durch dünne unidirektionale Lagen mit + und - Richtung modelliert.

Tabelle 5.2: Lagenaufbauten mit Faserorientierung und K-Zahl des Faserbündels

Lagenaufbau	Faserorientierung und K-Zahl
Variante 1 (V1)	$\pm 60^\circ_{3K} / \pm 60^\circ_{3K} / \pm 30^\circ_{6K}$
Variante 2 (V2)	$\pm 60^\circ_{3K} / \pm 15^\circ_{6K} / \pm 15^\circ_{6K}$

Insgesamt besteht das FE-Modell aus den drei separaten Körpern Lasteinleitungselement, Laminat und Matrixschicht, die durch Kontaktbedingungen miteinander verknüpft werden. Für die drei Körper müssen daher unterschiedliche Materialmodelle implementiert werden. Aufgrund des Leichtbaugrads wird für das Lasteinleitungselement Aluminium verwendet. In der Simulation wird das isotrope Aluminium als linear elastisch mit einem konstanten Wärmeausdehnungskoeffizienten modelliert (siehe Tabelle A1 in Anhang A1). Infolge der Untersuchungen in Abschnitt 4.5 wird für die Herstellung der späteren Prüfkörper das Matrixsystem SR 8500 / SZ 8525 von (Sicomina 2014) verwendet. Da die dünne Grenzschicht zwischen Metall und Laminat aus reiner Matrix besteht, werden die Kennwerte der Epoxidmatrix SR 8500/ SZ 8525 als Materialmodell hinterlegt (siehe Tabelle A1 in Anhang A1). Auch das Laminat wird mit einem linear elastischen Materialverhalten modelliert. Im Gegensatz zu den vorherigen Materialmodellen ist das CFK anisotrop, sodass die Faserorientierungen definiert werden müssen. Die mechanischen Kennwerte für das Materialmodell werden aus der Fachliteratur entnommen (Barbero 2013, S. 102). Die einzelnen Materialkennwerte sind der Tabelle A2 in Anhang A1 zu entnehmen.

Damit die Spannungen im FE-Modell berechnet werden können, müssen die drei unabhängigen Körper Lasteinleitungselement, Laminat und Matrixschicht (siehe Abbildung 5.2) miteinander durch Kontaktbedingungen verknüpft werden. Da die für Klebungen programmierten Abaqusfunktionen *cohesive surface* und *cohesive elements* die Modellierung von

Klebkehlen (siehe Abbildung 5.1) aufgrund der geometrischen Komplexität nicht zulassen, wird für die Zwischenschicht das eigene Materialmodell zugewiesen. Die Oberflächen der Zwischenschicht werden über die Zwangsbedingung *tie constraint* fest mit den Oberflächen des CFKs und des Lasteinleitungselements verbunden.

Für die Diskretisierung des Lasteinleitungselements und der Matrixschicht werden achsensymmetrische Viereckselemente (CAX4R) mit vier Knotenpunkten verwendet. Das CFK wird ebenfalls mit einem achsensymmetrischen Viereckselement (CGAX4R) diskretisiert, um das anisotrope Materialverhalten abbilden zu können. Die Größe der Elemente wird dabei auf Grundlage einer Konvergenzstudie ermittelt (siehe Abbildung A1 in Anhang A2). Innerhalb der Konvergenzstudie werden die maximalen Hauptspannungen im kritischen Bauteilbereich analysiert und bewertet. Da die Spannungen bei einer Elementgröße von unter 1 mm konvergieren, kann das FE-Modell als konvergent angesehen werden. Es wird daher eine Elementgröße von 0,1 mm festgelegt, um einen Kompromiss aus hoher Genauigkeit und akzeptabler Rechenzeit zu erzielen.

Das Versagen der modellierten Komponente tritt innerhalb der Matrixschicht am Ende der Überlappung im Bereich der Klebkehle auf (siehe Abbildung 5.2). Deshalb werden bei der Gestaltoptimierung die Spannungen in diesem Bereich extrahiert, um die Versagensbereiche näher zu untersuchen. Die dabei berücksichtigten Spannungen sind Schäl-, Schub-, Längs- und maximale Hauptspannungen. Um mit der Klebkehle die Spannungen in der Zwischenschicht zu reduzieren und so die Festigkeit der Überlappverbindung zu erhöhen, werden verschiedene, variable Geometrieparameter ausgewählt. Diese orientieren sich an bereits erfolgten Untersuchungen (siehe Unterabschnitt 5.1.1) und besitzen demnach das größte Optimierungspotenzial für die Gesamtkomponente. Es werden folgende variable Parameter ausgewählt (siehe Abbildung 5.2):

- Radius der abgerundeten Ecke des metallischen Lasteinleitungselements r
- Winkel der Klebkehle γ
- Entlastungskerbe des Lasteinleitungselements d

Der Abstand zwischen der Entlastungskerbe und dem Ende des metallischen Lasteinleitungselements wird durch eine Formel vorgegeben (siehe Abbildung 5.2), sodass sich mit einer kleineren Entlastungskerbe auch der Abstand zum Ende der Überlappung reduziert. Aufgrund der gegebenen Randbedingungen im Schleuderprozess kann nicht jeder Parameter beliebig verändert werden. So ist beispielsweise für die Dicke der Zwischenschicht ein konstanter Wert von 0.1 mm definiert. Um die Ergebnisse der Optimierung vergleichbar zu halten, werden auch Größen wie die Länge der Überlappung l_{ax} und die Wandstärken von FKV

und Metall nicht verändert. Überdies ist der Winkel der Klebkehle zwischen 35° - 80° limitiert. Ein kleinerer Winkel könnte die Klebkehle zu groß werden lassen, sodass Fasern durch die Zentrifugalwirkung in die Kehle gespült werden und diese so ihren festigkeitssteigernden Effekt einbüßt. Die gewählten Grenzen des Parameterraums sind in Tabelle 5.3 aufgelistet.

Tabelle 5.3: Parameterraum

Parameter	Minimum	Maximum
Radius r	0.1 mm	2 mm
Winkel γ	35°	80°
Entlastungskerbe d	0 mm	0.8 mm

Um die drei Geometrieparameter im FE-Modell automatisiert zu variieren, werden zusätzlich zu Abaqus/Standard 2019 die Optimierungssoftware Isight 2019 von Dassault Systèmes Simulia und ein Python-Skript eingesetzt. Der Ablauf und die Zusammenarbeit der unterschiedlichen Softwarebausteine untereinander sind in Abbildung 5.4 gezeigt und werden im Folgenden erläutert.

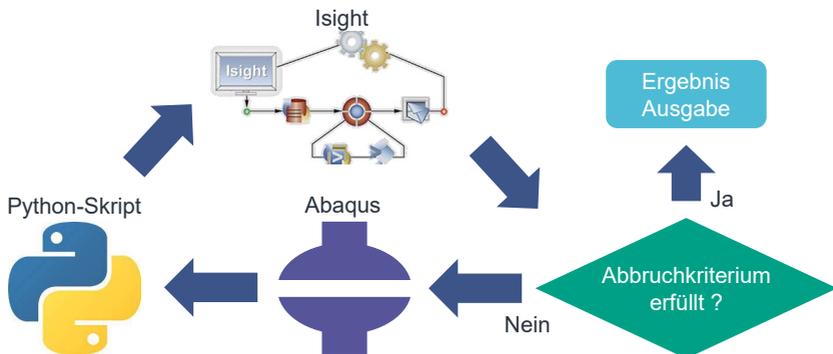


Abbildung 5.4: Ablauf der Gestaltoptimierung und Zusammenarbeit der verschiedenen Softwarebausteine

In Isight 2019 werden die beiden Softwarebausteine Abaqus und das Python-Skript integriert. Der Ablauf beginnt mit der Vorgabe eines Parametersatzes durch Isight. Danach wird das FE-Modell in Abaqus berechnet. Nach Abschluss der Berechnung wird das Python-Skript aufgerufen, um die Berechnungsergebnisse für diesen Parametersatz auszuwerten. Dafür liest das Skript die Spannungen im kritischen Bereich aus und kalkuliert auf Basis dieser Spannungen einen Wert anhand einer definierten Kostenfunktion. Isight speichert diesen Kostenfunktionswert und prüft, ob das vorgegebene Abbruchkriterium erfüllt ist. Sollte das nicht der Fall sein, so übergibt Isight in Abhängigkeit der gewählten Optimierungsstrategie

einen neuen Parametersatz an Abaqus. Das Vorgehen wird analog in einer Schleife durchgeführt, bis das Abbruchkriterium erfüllt ist. Anhand der gespeicherten Kostenfunktionswerte kann abschließend die optimale Gestalt bestimmt werden.

Für die Iteration der Parametersätze wird ein statistischer Versuchsplan auf Basis der Latin-Hypercube-Technik gewählt (McKay & Beckman u. a. 2000), die bereits in Isight 2019 implementiert ist. Zusätzlich muss noch die Kostenfunktion definiert werden. Ziel dieser Funktion ist es, die Abhängigkeit der maximalen Spannungen der Matrixschicht von den Geometrieparametern der Klebkehle anhand eines skalaren Optimierungsparameters zu bewerten. In der Folge kann die Geometrieconfiguration mit dem geringen Kostenfunktionswert und damit den geringsten Spannungen ausgewählt werden, um eine höhere Belastbarkeit der Verbindung zu erzielen. Wie grafisch gezeigt (siehe Abbildung 5.4), wird für die Analyse des Parametersatzes und die Berechnung der Kostenfunktion das Python-Skript verwendet. Da nach (Zhao & Adams u. a. 2011b) die maximalen Hauptspannungen primär für das Versagen der Verbindung verantwortlich sind, werden diese extrahiert und zur Berechnung der Kostenfunktion verwendet. Die Kostenfunktion arbeitet mit den Spannungen an N Integrationspunkten (siehe Gleichung 5.2). Um nur Bereiche mit hohen Spannungen zu berücksichtigen, werden die 2% der Integrationspunkte mit dem höchsten Betrag ausgewählt. Die maximalen Hauptspannungen an diesen Integrationspunkten werden durch das dem Integrationspunkt entsprechende Volumen normiert. Dieser Ansatz ähnelt dem Ansatz von (Katz & Klimach u. a. 2019), jedoch ist durch die Normierung der Kosten durch V_N die physikalische Interpretation der Kosten eindeutiger und weniger abhängig von den Größen der Integrationspunktvolumina, die sonst berücksichtigt werden müssten. In der Folge besitzt ein optimaler Parametersatz einen möglichst geringen Kostenfunktionswert.

$$C = \frac{1}{V_N} \sum_{n=1}^N \sigma_n v_n \quad 5.2$$

$$V_N = \sum_{n=1}^N v_n \quad 5.3$$

C : Kostenfunktion

σ_n : Sortiertes Array der maximalen Hauptspannungen
an allen Integrationspunkten

N : Anzahl der Integrationspunkte

V_N : Gesamtvolumen der Integrationspunkte

v_n : Array des Volumens der Integrationspunkte

5.1.3 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen

Der mit Isight 2019 abgeleitete statistische Versuchsplan umfasst pro Variante 400 Simulationen mit unterschiedlichen Parametersätzen für die veränderlichen Variablen Radius r , Winkel γ und Entlastungskerbe d . In Abbildung 5.5 sind die Ergebnisse für die beiden unterschiedlichen Lagenaufbauten (vgl. Tabelle 5.2) Variante 1 (V1) und Variante 2 (V2) als Punktediagramm dargestellt. Dabei sind die Geometrieparameter jeweils mit dem Maximalwert normiert, sodass ein Wertebereich von 0 - 1 vorliegt. Die Farbe der Datenpunkte gibt den jeweiligen Wert der Kostenfunktion an. Beide Punktediagramme zeigen, dass der Radius r einen erheblichen Einfluss auf den Wert der Kostenfunktion besitzt. Beim Vergleich zwischen V1 und V2 zeigt sich, dass die berechneten Werte für die Kostenfunktion von V1 wesentlich höher sind (Wertebereich 90-200) als die Werte von V2 (Wertebereich 65-125). Daraus lässt sich folgern, dass bei V2 geringere Spannungen vorliegen und somit höhere Belastungen ertragen werden können bzw. eine höhere Verbindungsfestigkeit als bei V1 vorliegt. Damit besitzt die höhere Axialsteifigkeit des Lagenaufbaus von V2 (vgl. Unterabschnitt 5.1.2) einen wesentlich größeren Einfluss als die höheren Druckspannungen innerhalb der Zwischenschicht von V1.

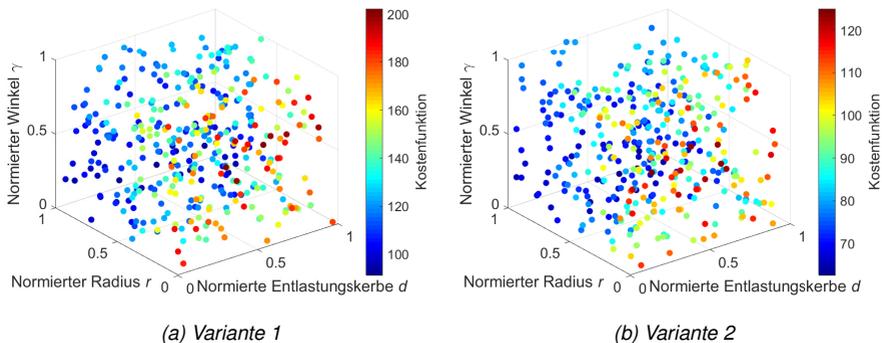


Abbildung 5.5: Einfluss der Geometrieparameter der Klebkehle auf den Wert der Kostenfunktion (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

Die zweidimensionalen Darstellungen der Ergebnisse in Abbildung 5.6 bestätigen diesen Sachverhalt. In den beiden Diagrammen für V1 und V2 sind die normierten Parameter über dem Wert der Kostenfunktion aufgetragen. Zudem sind für Radius r und Winkel γ in dieser Darstellung quadratische Regressionen berechnet. Es ist ersichtlich, dass der Radius r mit einem Korrelationskoeffizient von $R=0.96$ für V1 und $R=0.92$ für V2 die höchste Korrelation besitzt. Für den Winkel γ zeigt sich mit $R=0.29$ für V1 und $R=0.3$ für V2 eine

geringere Korrelation. Die Korrelationsfaktoren für die Entlastungskerbe d sind äußerst gering ($R=0.10$ für V1 und $R=0.07$ für V2). Damit wird deutlich, dass die Entlastungskerbe keinen erkennbaren Einfluss auf die Spannungsverteilung und damit auf die Verbindungsfestigkeit besitzt, weshalb von einer Regressionsberechnung abgesehen wird.

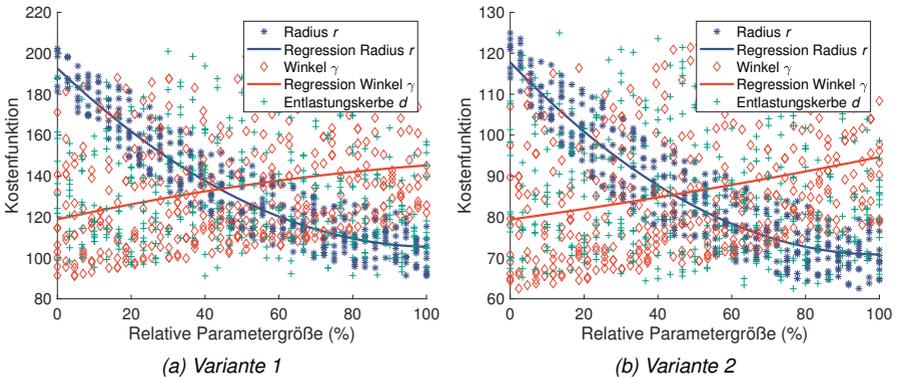


Abbildung 5.6: Regressionsrechnung für die variablen Geometrieparameter (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

Tabelle 5.4: Korrelationen zwischen Kostenfunktion und Geometrieparametern

Variante	Korrelationskoeffizient R für Radius r	Korrelationskoeffizient R für Winkel γ	Korrelationskoeffizient R für Entlastungskerbe d
V1	0.96	0.29	0.10
V2	0.92	0.30	0.07

Anhand dieser Regressionen lässt sich ableiten, dass der Radius r möglichst groß und der Winkel γ möglichst klein gewählt werden sollte (vgl. Abbildung 5.2), um einen geringen Kostenfunktionswert zu erhalten und damit eine hohe Belastbarkeit der Verbindung zu erzielen. Zudem ist anhand der Steigung der quadratischen Regressionen ersichtlich, dass der Radius den größten Einfluss auf die Werte der Kostenfunktion besitzt und sich eine Änderung des Radius stärker auf die Kostenfunktion auswirkt als eine Änderung des Winkels.

Aufgrund der Ergebnisse wird auf die Anwendung eines Optimierungsalgorithmus verzichtet, da mit identischen Erkenntnissen zu rechnen ist. Auf Basis der numerischen Ergebnisse wird eine optimale Gestalt der Verbindung definiert. Dafür wird im definierten Parameterraum (vgl. Tabelle 5.3) der Radius r möglichst groß und der Winkel γ möglichst gering gewählt. Die finalen Werte für die Geometrieparameter sind in Tabelle 5.5 aufgelistet. Im Weiteren wird die hybride FKV-Metall-Zugstange mit den gewählten Parameterwerten genauer unter-

sucht und in der Folge als *optimiert* bezeichnet. Auf die Integration einer Entlastungskerbe wird bewusst verzichtet, da diese den numerischen Ergebnisse zufolge keine Vorteile erbringt. Zudem würde eine Entlastungskerbe bei der spannenden Herstellung des metallischen Lasteinleitungselements einen zusätzlichen Prozessschritt und damit vermeidbare Kosten verursachen.

Tabelle 5.5: Gewählte Geometrieparameter für die experimentelle Validierung

Geometrieparameter	Wert
Radius r	2 mm
Winkel γ	35°
Entlastungskerbe d	0 mm

Zur Verdeutlichung der durch die Anwendung der Kostenfunktion erreichten Verbesserungen, werden verschiedene Spannungsverläufe im versagenskritischen Bereich innerhalb der Matrixschicht näher betrachtet. Dabei wird die optimierte Variante mit einer Referenz verglichen (siehe Abbildung 5.7). Diese Referenz besitzt keine Klebkehle und keine Abrundung des metallischen Lasteinleitungselements, sondern eine scharfkantige Schulter mit 90°. Um bei der Analyse reine Schub- ($\sigma_{r'z'}$) bzw. Schälspannungen ($\sigma_{r'r'}$) zu erhalten, wird an der verrundeten Klebkehle das lokale Koordinatensystem verwendet, welches für jedes Element tangential entlang der Kurve ausgerichtet ist (siehe Abbildung 5.7b). Der gestrichelte Pfad zeigt die Position der berechneten Spannungswerte.

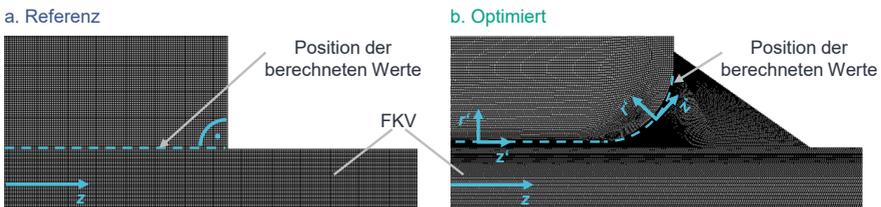


Abbildung 5.7: Position der berechneten Spannungswerte für Referenz und optimierte Variante (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

In Abbildung 5.8 werden die maximalen Hauptspannungen entlang des Pfads innerhalb der Matrixschicht für Referenz und Optimierung dargestellt. Es ist jeweils ein Diagramm für V1 und ein Diagramm für V2 gezeigt. Der Darstellungsbereich liegt dabei innerhalb des kritischen Bereichs, von der Mitte der Verbindung bis zum Ende des Überlapps mit der Klebkehle. Allgemein sind die maximalen Hauptspannungen im mittleren Bereich der Verbindung sehr gering. Es existiert kein erkennbarer Unterschied zwischen den Spannungswerten der Referenz und den Werten der optimierten Geometrievariante. In Richtung des Endes der

Überlappverbindung steigen die Spannungswerte stark an. Für die Referenz liegt direkt am Ende des Überlapps eine Spannungssingularität vor. An diesem Punkt mit den maximalen Spannungen, den sogenannten Spannungsspitzen, fängt die Verbindung an zu versagen. Die Darstellung der Spannungsverläufe zeigt, dass sich mit den optimierten Geometrieparametern die maximalen Hauptspannungen erheblich reduzieren lassen. Zudem werden durch die optimierten Geometrieparameter die Spannungsspitzen vom Ende der Überlappung etwas mehr in die Mitte der Verbindung verschoben. Dieser Sachverhalt kann auch aus dem Konturplot in Abbildung 5.9 entnommen werden. Der Konturplot belegt weiterhin, dass der ausgewählte Pfad die kritischen Spannungen der Matrixschicht gut abbildet. Wie schon aus den Kostenfunktionswerten geschlussfolgert, zeigt auch Abbildung 5.8 bei Betrachtung der Werte für die maximalen Hauptspannungen, dass V2 insgesamt geringere maximale Hauptspannungen im Vergleich zu V1 besitzt und so eine höhere Verbindungsfestigkeit zu erwarten ist.

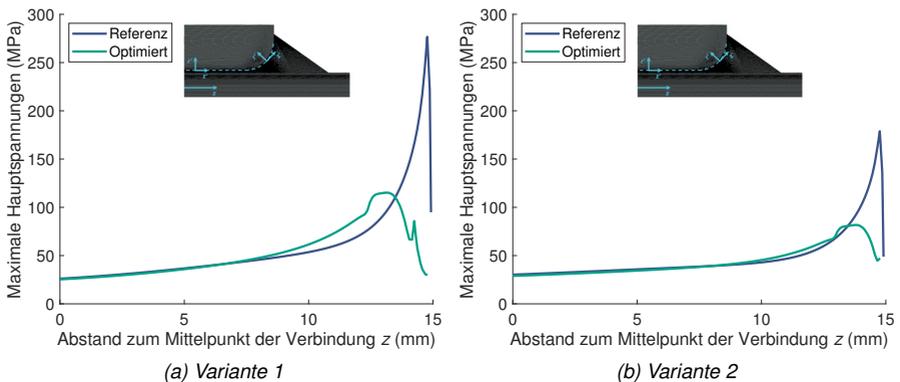


Abbildung 5.8: Maximale Hauptspannungen innerhalb der Matrixschicht (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

Neben den maximalen Hauptspannungen sollen bei dieser Untersuchung auch Schäl- $\sigma_{r',r'}$ und Schubspannungen $\sigma_{r',z}$ analysiert werden. Die Schälspannungsverläufe zeigen dabei ähnliche Ergebnisse wie die Verläufe für die maximalen Hauptspannungen (siehe Abbildung 5.10). Auch hier liegen für die Referenzgeometrie Spannungssingularitäten am Ende des Überlapps vor. Mit optimierten Geometrieparametern lassen sich die Werte für die Schälspannungen reduzieren und auch die Spannungsspitzen wandern mehr hin zur Verbindungsmitte. Wieder zeigt die V1 (siehe Abbildung 5.10a) deutlich höhere Werte als die V2 (siehe Abbildung 5.10b). Ähnliche Erkenntnisse lassen sich aus den Schubspannungsverläufen ableiten (siehe Abbildung 5.11). Auch hier zeigt sich eine signifikante Reduktion der

Schubspannungen durch die Integration einer Klebkehle und das Abrunden des metallischen Lasteinleitungselements.

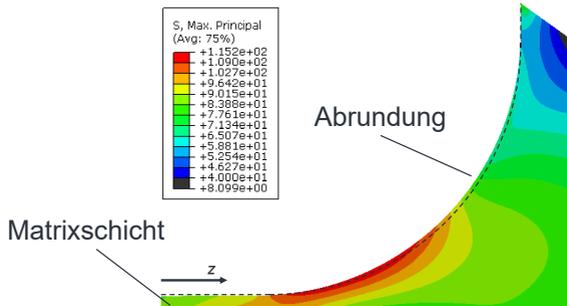


Abbildung 5.9: Konturplot mit maximalen Hauptspannungen in der Matrixschicht für V1 (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

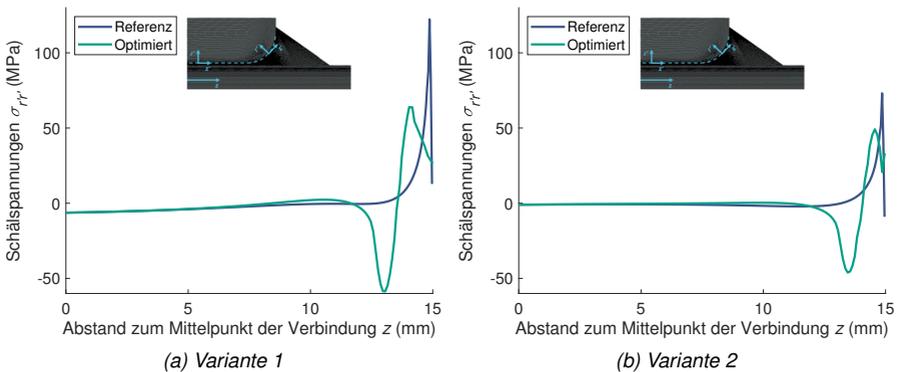


Abbildung 5.10: Schälspannung $\sigma_{r,r'}$ in der Matrixschicht (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

Die numerischen Ergebnisse lassen somit den Schluss zu, dass mit den ermittelten Geometrieparametern eine deutliche Reduktion der maximalen Haupt-, Schäl- und Schubspannungen im Vergleich zu einer Zugstange ohne Klebkehle und Abrundung des metallischen Lasteinleitungselements erzielt werden kann. Weiterhin lässt sich hinsichtlich der Verbindungsfestigkeit ableiten, dass eine höhere Axialsteifigkeit des Laminats (wie in V2), einer höheren Druckspannung innerhalb der Zwischenschicht (wie in V1) überlegen ist. Insgesamt liegt die absolute Reduktion der Spannungen zwischen Referenz und Optimierung für V1 etwas höher, sodass für V1 ein größerer Effekt der Klebkehle erwartet werden kann.

Eine numerische Simulation beinhaltet immer gewisse Unsicherheiten in Bezug auf die Mate-

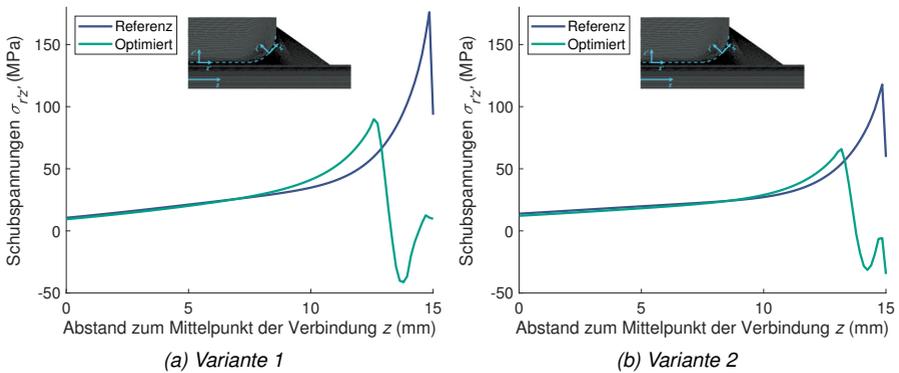


Abbildung 5.11: Schubspannung $\sigma_{r'z'}$ in der Matrixschicht (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

rialkennwerte, die Fertigungsgenauigkeit und den realen Prozessablauf. Deshalb müssen numerische Modelle durch experimentelle Versuche validiert werden, um eine ausreichende Güte des Modells sicherzustellen. Daher wird im nächsten Kapitel die Validierung anhand der experimentellen Herstellung und Prüfung von Versuchskörpern vorgestellt.

5.1.4 Experimentelle Validierung

Die numerischen Ergebnisse zeigen, dass eine Klebkehle und eine Verrundung des metallischen Lasteinleitungselements die versagenskritischen Spannungen innerhalb der Matrixschicht reduzieren und somit die Verbindungsfestigkeit der hybriden FKV-Metall-Zugstange erhöhen. Deshalb werden zur Validierung des numerischen Modells im Rahmen der Abschlussarbeit von (A_Sturm 2021) Versuchskörper im Schleuderverfahren hergestellt und prüftechnisch untersucht.

Insgesamt werden sechzehn Prüfkörper gefertigt. Diese unterteilen sich in acht Probekörper für V1 und acht Probekörper für V2. Für jede Variante werden wiederum vier Probekörper mit der optimierten Geometrie und vier Probekörper mit der Referenzgeometrie geschleudert. Wie bei der numerischen Gestaltoptimierung festgelegt (vgl. Tabelle 5.5), besitzen die Probekörper mit optimierter Geometrie einen Radius der Abrundung von 2 mm und einen Winkel der Klebkehle von 35°. Die Limitierung von 35° soll dafür sorgen, dass die Klebkehle nicht zu groß wird und so keine Fasern in die Klebkehle gedrückt werden können. Bei der Referenz werden weder Klebkehle noch Abrundung vorgesehen, sondern es wird eine scharfe Ecke mit einem 90° Winkel vorgegeben (vgl. Abbildung 5.7).

Für die Herstellung der Versuchskörper werden im ersten Schritt zwei Schleuderwerkzeuge konstruiert und gefertigt. Da die Werkzeugpräzision einen signifikanten Einfluss auf die spätere Verbindungsfestigkeit besitzt (vgl. Abschnitt 4.4), werden die Werkzeuge ohne eine Teilungsebene (vgl. Abbildung 2.11) auf einer Drehmaschine hergestellt. Ähnlich wie beim Simulationsmodell werden nur Prüfkörper mit einer einzelnen FKV-Metall-Überlappung und keine kompletten Zugstangen geschleudert (siehe Abbildung 5.14a). Da es sich grundsätzlich als vorteilhaft erwiesen hat, wird die metallische Oberfläche einer Sandstrahlbehandlung mit Korund unterzogen (vgl. Abschnitt 4.4). Es ergibt sich eine raue Oberfläche mit einem Mittenrauwert von $Ra = 3,2 \mu\text{m}$. Für den Lagenaufbau von V1 und V2 (siehe Tabelle 5.2) werden Flechtschläuche aus Kohlenstofffasern verwendet. Der weitere Schleuderprozess findet größtenteils in Anlehnung an die Prozessbeschreibung in Abschnitt 4.3 statt. Ein Unterschied besteht in der erhöhten Vorwärmtemperatur von 100°C und der Wärmezufuhr während der Rotation. Dafür werden kurzwellige IR-Strahler in der Schleudermaschine installiert. Zudem wird das Werkzeug schwarz lackiert, um eine Reflexion der IR-Strahlung zu reduzieren. Die verwendete Drehzahl für die Schleuderwerkzeuge liegt bei 3000 U/min . Bei diesen Prozessparametern kann der Prozess nach 20 Minuten beendet und das Bauteil entformt werden.

Die gefertigten Prüfkörper werden in Anlehnung an (DIN EN 13887 2003) mit einer Schenck-Prüfmaschine quasistatisch geprüft. Dabei ergeben sich die in Abbildung 5.12 dargestellten Kraft-Weg-Verläufe und die dazugehörigen Verbindungsfestigkeiten mit Standardabweichungen (siehe Abbildung 5.13). Die Variante 1 mit optimierten Geometrieparametern zeigt eine deutliche Steigerung der maximalen Festigkeit im Vergleich zur Referenz ohne Klebkehle und Abrundung. Allerdings kommt es bei der optimierten Variante von V1 teilweise zu einem Erstversagen vor dem Erreichen der maximalen Zugkraft. In dem Kraft-Weg-Diagramm in Abbildung 5.12a lässt sich dieses Erstversagen durch einen kurzen Abfall der Kurve erkennen. Im folgenden Verlauf steigt die gemessene Kraft der Kurve weiter an, bis die maximale Zugkraft erreicht ist und die Verbindung endgültig versagt. Das Versagen erfolgt dabei sehr abrupt, wie auch schon bei den stoffschlüssigen Prüfkörpern in Abschnitt 4.4. Die Überlappverbindungen der Variante V1 mit Klebkehle zeigen eine durchschnittliche Verbindungsfestigkeit von $4,8 \text{ MPa}$. Die Verbindungsfestigkeit ist hierbei der Quotient aus erreichter Maximalkraft und Überlappfläche. Verglichen mit den Referenzkörpern ($3,1 \text{ MPa}$) wird eine Festigkeitssteigerung um 55% erzielt. Die zugehörigen maximalen Zugkräfte liegen bei $18,2 \text{ kN}$ für die Versuchskörper mit Klebkehle und bei $11,8 \text{ kN}$ für die Referenzprüfkörper. Aus den Ergebnissen kann abgeleitet werden, dass sich mit einer geringen geometrischen Änderung, wie dem Hinzufügen einer Klebkehle und dem Abrunden des metallischen Lasteinleitungselements, ein signifikanter Vorteil im Hinblick auf die mechanische Festigkeit ergibt.

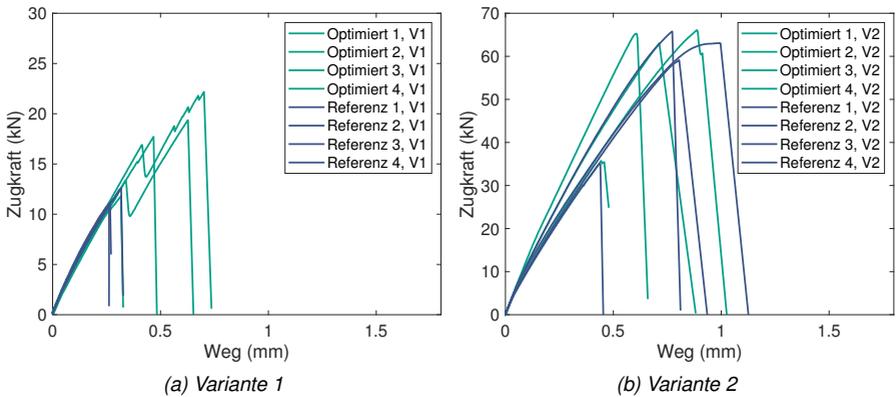


Abbildung 5.12: Kraft-Weg-Verläufe der hybriden FKV-Metall-Prüfkörper (A_Sturm 2021; Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

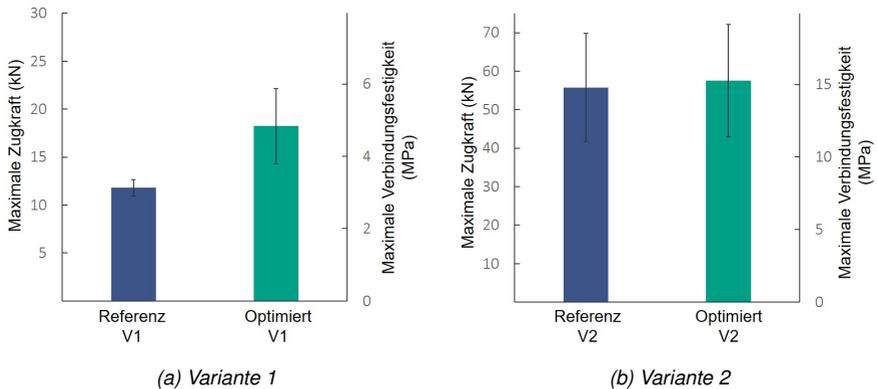


Abbildung 5.13: Maximale Zugkräfte und Verbindungsfestigkeiten der hybriden FKV-Metall-Prüfkörper (A_Sturm 2021; Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

Die numerischen Untersuchungen ließen aufgrund der geringen Spannungswerte für die Variante V2 eine höhere Verbindungsfestigkeit erwarten (vgl. Unterabschnitt 5.1.3). Wie in Abbildung 5.12b zu erkennen, liegen die maximalen Zugkräfte und Verbindungsfestigkeiten von Variante V2 mehr als das Doppelte über V1 und bestätigen damit die numerischen Ergebnisse. Die durchschnittliche Verbindungsfestigkeit der optimierten Variante V2 liegt bei 15.3 MPa und die der Referenz bei 14.8 MPa. Der beste Prüfkörper erreichte eine maximale Zugkraft von 65 kN. Jedoch muss festgehalten werden, dass im Vergleich zu V1 der festig-

keitssteigernde Effekt der geometrischen Optimierung bei V2 aufgrund der überlappenden Standardabweichungen nicht sicher nachgewiesen werden kann (siehe Abbildung 5.13b). Ein möglicher Grund für die Streuungen und die damit einhergehenden Standardabweichungen liegt in der noch geringen Automatisierung des Schleuderverfahrens.

Abbildung 5.14 zeigt die Aufnahme eines geschleuderten Prüfkörpers der V1, Bilder eines zerstörten Prüfkörpers und das Schlibbild einer Klebkehle mit Verrundung des metallischen Lasteinleitungselements.

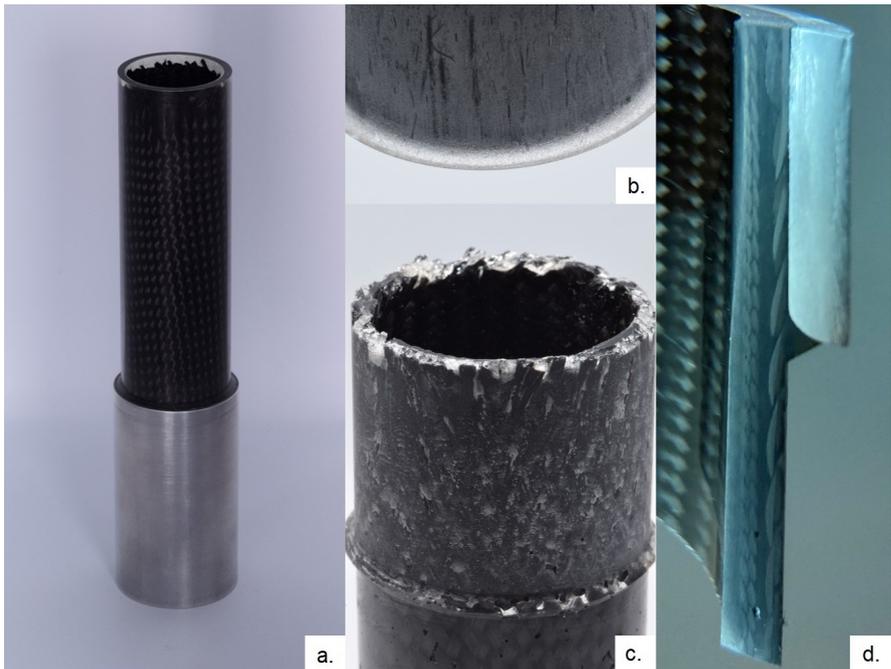


Abbildung 5.14: (a) Prüfkörper mit Klebkehle, (b) Metallisches Lasteinleitungselement nach der Zugprüfung, (c) Oberfläche des Laminats nach der Prüfung, (d) Schlibbild einer Klebkehle (Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

Es zeigt sich, dass das Versagen der Prüfkörper hauptsächlich adhäsiv zwischen metallischem Lasteinleitungselement und Zwischenschicht bzw. Laminat auftritt. Lediglich wenige einzelne Fasern und Matrixstücke bleiben am metallischen Lasteinleitungselement haften (siehe Abbildung 5.14b und c). Am Schlibbild der Klebkehle lässt sich erkennen, dass während des Schleuderns keine Fasern in die Kehle gedrückt werden und nur reine Matrix die kleine Kavität füllt. Für zukünftige Anwendungen ist damit denkbar, dass die Kehle noch ein

wenig vergrößert wird, um den positiven Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit noch weiter zu erhöhen. Dabei muss stets beachtet werden, dass bei einer Vergrößerung keine Fasern in die Klebkehle eintreten.

Die experimentellen Ergebnisse von V1 beweisen, dass sich ein deutlicher Vorteil durch Verrundung des Lasteinleitungselements und Integration einer Klebkehle ergibt. In dieser Hinsicht bestätigen die Versuche die Ergebnisse der numerischen Simulationen. Beim Vergleich von V2 und V1 wird deutlich, dass bei den gegebenen Parametern eine erhöhte Axialsteifigkeit des Laminats deutliche Vorteile gegenüber der höheren Druckspannung innerhalb der Zwischenschicht besitzt. Es ist anzunehmen, dass dieser Effekt solange besteht, bis die Axialsteifigkeit des metallischen Lasteinleitungselements über der des Laminats liegt. Die Ergebnisse zeigen weiterhin, dass mit einer höheren Axialsteifigkeit der festigkeitssteigernde Effekt der Klebkehle abnimmt.

5.2 Einfluss thermischer Spannungen

Da FKV und Metall unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten besitzen können, kann es beim Abkühlen von der Schleuderprozesstemperatur zur Ausbildung von thermischen Spannungen zwischen FKV und Metall kommen. Dieser Aspekt ist bei der Konstruktion von großer Bedeutung und soll deshalb im Weiteren mit einer numerischen Simulation und experimentellen Versuchen genauer betrachtet werden. Der thermische Ausdehnungskoeffizient vom metallischen Lasteinleitungselement ist isotrop, wohingegen der thermische Ausdehnungskoeffizient vom FKV von der Faserorientierung abhängt. In Abbildung 5.3 ist dieser Sachverhalt für einen AWW mit einem Faserwinkel von 0° - 90° beschrieben. Je nach Lage von FKV und Metall zueinander (innen- oder außenliegend), der Faserorientierung und dem metallischen Material können so Druck- oder Zugspannungen entstehen. Diese besitzen entweder einen festigkeitssteigernden Charakter auf die Verbindung (Druck) oder einen festigkeitsmindernden Einfluss (Zug) (Schürmann 2005, S. 600; Engasser & Puck 1980). Ferner besitzt auch die chemische Schwindung der Matrix einen marginalen Einfluss auf die Verbindung. Da die Schwindung bei Epoxidmatrixsystemen aber äußerst gering ausfällt (Schürmann 2005, S. 126; Ehrenstein 2006, S. 149), wird dieser Aspekt nicht näher betrachtet.

Um zu analysieren, wie hoch die vorliegenden Spannungen bei einem intrinsischen Verbund aus Laminat und Metall ausfallen, werden numerische Simulationen in Abhängigkeit von Faserwinkel und Prozesstemperatur durchgeführt. Neben den thermischen Dehnungen kann dabei auch die jeweilige Steifigkeit des Materials in Abhängigkeit der Faserorientierung

berücksichtigt werden. Dafür wird das FE-Modell aus Unterabschnitt 5.1.2 erweitert. Es wird jeweils ein Modell für FKV-Metall-Bauteile mit außenliegenden (siehe Abbildung 5.15a) und ein Modell mit innenliegenden Lasteinleitungselementen aufgebaut (siehe Abbildung 5.15b). Im Fokus steht dabei nur der Überlappbereich zwischen FKV und Metall mit einer Länge l_{ax} von 30 mm. Zwischen FKV und Metall ist eine 0.1 mm dicke Zwischenschicht aus reiner Matrix implementiert. Diese besitzt einen Abstand zur Rotationsachse von $r = 20$ mm. Die Dicke des Lasteinleitungselements beträgt jeweils 3 mm. Für die Wandstärke des Laminats mit einem außenliegenden Lasteinleitungselement wird wie davor ein Wert von 2 mm gewählt. Bei der Variante mit einem innenliegenden Lasteinleitungselement wird aufgrund schon vorhandener Spannzangen ein Wert von 2,5 mm gewählt. Weiterhin werden die Materialparameter für CFK, Aluminium und Matrix aus Unterabschnitt 5.1.2 verwendet (vgl. Tabelle A1 und Tabelle A2 in Anhang A1).

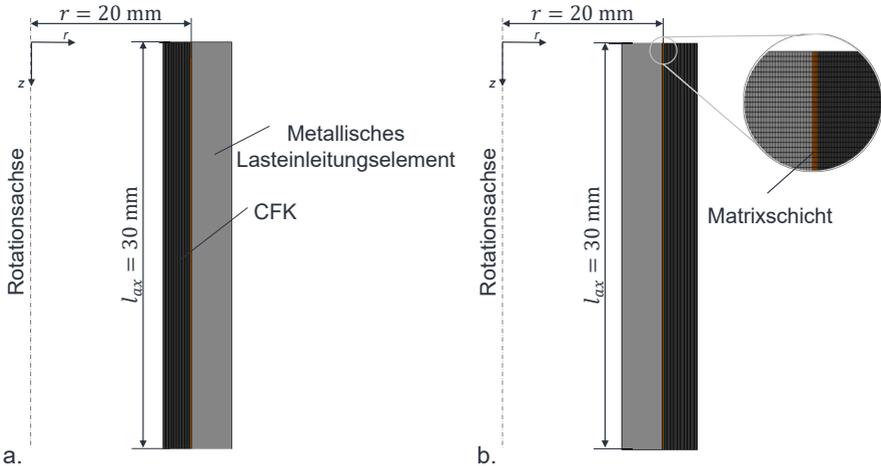
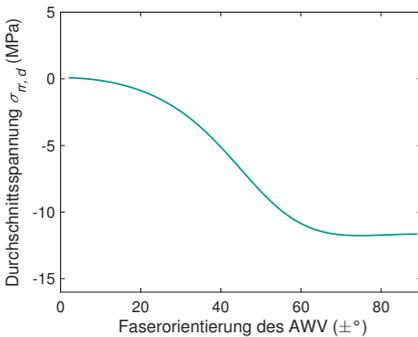


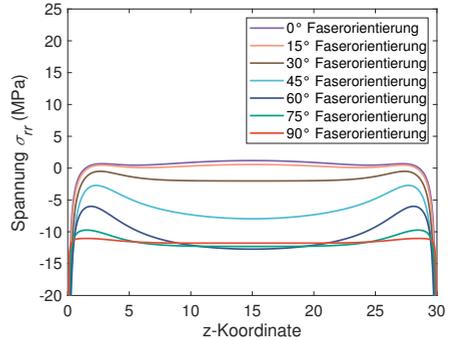
Abbildung 5.15: FE-Modell mit außenliegenden und innenliegenden Lasteinleitungselement zur Analyse der thermischen Spannungen

In den Simulationen wird jeweils die Zwischenschicht aus Matrix auf die wirkenden Spannungen hin untersucht. Die gewählte Schleuderprozesstemperatur beträgt dabei 120 °C. Im Modell wird anschließend eine Abkühlung der hybriden FKV-Metall-Bauteile auf Raumtemperatur bei 20 °C simuliert. Für die Analyse werden die resultierenden Spannungen in r -Richtung betrachtet. Dafür wird für alle Elemente der Zwischenschicht eine Durchschnittsspannung $\sigma_{rr,d}$ berechnet. Diese Durchschnittsspannung wird in Abhängigkeit des Faserwinkels in einem Diagramm aufgetragen. Die erhaltenen Ergebnisse für die gewählten Geometrie- und Materialparameter der FKV-Metall-Bauteile mit einem außenliegenden Lasteinleitungsele-

ment sind in Abbildung 5.16a dargestellt. Zusätzlich wird der Verlauf der σ_{rr} Spannungen über die Überlapplänge ermittelt (siehe Abbildung 5.16b). Die Position der berücksichtigten Knoten liegt dabei in der Mitte der Matrixschicht.



(a) Durchschnittsspannungen $\sigma_{rr,d}$ in Abhängigkeit des Faserwinkels β



(b) Spannungsverlauf σ_{rr} innerhalb der Zwischenschicht über die Überlapplänge

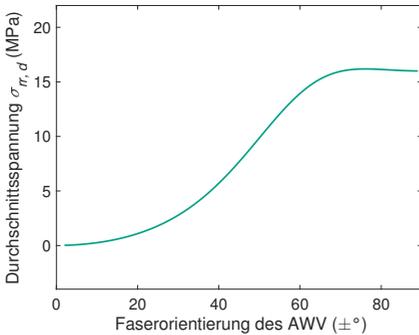
Abbildung 5.16: Thermischer Einfluss bei außenliegendem Lasteinleitungselement und Abkühlung von 120 °C auf Raumtemperatur

Es zeigt sich, dass für die gewählten Geometrieparameter bei einem außenliegenden Lasteinleitungselement aus Aluminium über einen großen Faserwinkelbereich, Druckspannungen entstehen. Der charakteristische Verlauf der Durchschnittsspannungen $\sigma_{rr,d}$ bei der FKV-Metall-Kombination ähnelt sehr stark dem Verlauf des reinen FKV aus Abbildung 5.3. Im Bereich der Faserwinkel von ca. 0°-15° liegen äußerst geringe Zugspannungen σ_{rr} nahe 0 MPa vor. Bei einer weiteren Steigerung des Faserwinkels gehen diese Spannungen in den Bereich der Druckspannungen über. Ab einem Winkel des AWW von $\pm 60^\circ$ liegen Druckspannungen von -11 MPa vor, die sich durch eine weitere Steigerung des Faserwinkels nicht mehr groß verändern. An dieser Stelle liegt eine geringe Abweichung zum Verlauf in Abbildung 5.3 vor, da nach der Darstellung in Abbildung 5.3 ein Maximum bei $\pm 60^\circ$ zu erwarten ist. Als Erklärung für diese Diskrepanz wird angenommen, dass sich der Steifigkeitseinfluss des Laminats auswirkt. Zwar ist die Differenz des thermischen Ausdehnungskoeffizienten zwischen CFK und Aluminium bei $\pm 60^\circ$ am höchsten, jedoch nimmt gleichzeitig die Laminatsteifigkeit in radialer Richtung mit steigendem Faserwinkel weiter zu, sodass durch die hohe Laminatsteifigkeit auch im Bereich des Faserwinkels von 90° Druckspannungen in vergleichbarer Höhe wie bei einem Faserwinkel von $\pm 60^\circ$ erreicht werden.

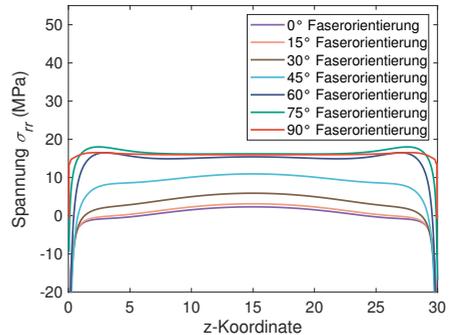
Auf eine grafische Darstellung des Einflusses von ΔT wird bewusst verzichtet, da dieser einen linearen Zusammenhang aufweist. Bei einer Schleuderverfahrenstemperatur von 60 °C

würden sich demnach die wirkenden Zug- und Druckspannungen jeweils um die Hälfte reduzieren. Allgemein zeigen die Ergebnisse in Abbildung 5.16, dass sich mit den gegebenen Geometrieparametern vor allem für große Faserwinkel moderate Druckspannungen innerhalb der Matrixschicht zwischen FKV und Metall erzeugen lassen.

Eine analoge Betrachtung der wirkenden σ_{rr} Spannungen innerhalb der Matrixschicht bei FKV-Metall-Bauteilen mit einem innenliegenden Lasteinleitungselement ist in Abbildung 5.17 gegeben. Die Verläufe zeigen, dass der thermische Einfluss für die gewählten Geometrieparameter bei einem Faserwinkel von 0° vernachlässigbar ist. Bei einer weiteren Steigerung des Faserwinkels werden Zugspannungen innerhalb der Zwischenschicht erzeugt. Diese Zugspannungen steigen bis zu einem Faserwinkel von $\pm 60^\circ$ auf ca. 16 MPa an und bleiben dann bei einer weiteren Steigerung des Faserwinkels konstant.



(a) Durchschnittsspannungen $\sigma_{rr,d}$ in Abhängigkeit des Faserwinkels β



(b) Spannungsverlauf σ_{rr} innerhalb der Zwischenschicht über die Überlapplänge

Abbildung 5.17: Thermischer Einfluss bei innenliegendem Lasteinleitungselement und Abkühlung von 120°C auf Raumtemperatur

Die numerischen Ergebnisse zeigen, dass bei einem innenliegenden Lasteinleitungselement aus Aluminium stets gewisse Zugspannungen akzeptiert werden müssen. Je größer der Faserwinkel des AWV, umso höher fallen die entsprechenden Zugspannungen aus. Eine Möglichkeit, die thermischen Spannungen auf einem anderen Weg zu beeinflussen, ist die Wahl eines alternativen Werkstoffs für das metallische Lasteinleitungselement. So bietet der Einsatz von Stahl oder Titan geringere thermische Ausdehnungskoeffizienten als Aluminium (vgl. Abbildung 5.3). Mit diesen Materialien sind auch bei einem innenliegenden Lasteinleitungselement bei geringen Faserwinkeln $< 30^\circ$ noch festigkeitssteigernde Druckspannungen erzielbar und festigkeitsmindernde Zugspannungen können verhindert werden.

Zusammenfassend zeigen die Ergebnisse, dass in Abhängigkeit der Schleuderprozessstem-

peratur, des Materials, der Positionierung des Lasteinleitungselements und des Faserwinkels sowohl Zug- als auch Druckspannungen in der Zwischenschicht auftreten. Um bewerten zu können wie stark die Einflüsse dieser Spannungen auf die späteren Verbindungsfestigkeiten sind, sollen deshalb experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden. Dafür werden Versuchskörper mit innen- und außenliegenden Lasteinleitungselementen aus Aluminium hergestellt. Die Geometrien orientieren sich dabei an Unterabschnitt 5.1.2 und Abbildung 5.15, ohne dass die Erkenntnisse hinsichtlich Klebfuge und Verrundung des Lasteinleitungselements berücksichtigt werden. Es soll jeweils ein best case und ein worst case Szenario untersucht werden. Da die größten Spannungsdifferenzen bei einem Faserwinkel von ungefähr $\pm 60^\circ$ auftreten, werden deshalb entsprechende Kohlenstofffaserflechtschläuche mit einem Faserwinkel von $\beta = \pm 60^\circ$ für die Varianten mit innenliegendem und außenliegendem Lasteinleitungselement ausgewählt. Für die Untersuchungen werden jeweils fünf Versuchskörper bei Raumtemperatur und fünf Versuchskörper bei einer Prozesstemperatur von 120°C hergestellt. Die konstante Temperatur von 120°C wird durch eine ausreichend lange Vorheizzeit im Ofen und das spätere Beheizen mit geregelten IR-Strahlern im Schleuderprozess sichergestellt. Bei Raumtemperatur hergestellte Versuchskörper sind hinsichtlich der thermischen Ausdehnung spannungsfrei in der Zwischenschicht. Dagegen weisen die bei 120°C gefertigten Versuchskörper Druckspannungen bei außenliegenden Lasteinleitungselementen und Zugspannungen bei innenliegenden Lasteinleitungselementen auf (vgl. Abbildung 5.16 und Abbildung 5.17). Die Prüfkörper werden in Analogie zu Unterabschnitt 5.1.4 hergestellt und mit einer Zugprüfmaschine bis zum Versagen belastet. Dabei ergeben sich für außenliegende Lasteinleitungselemente die in Abbildung 5.18 dargestellten Ergebnisse.

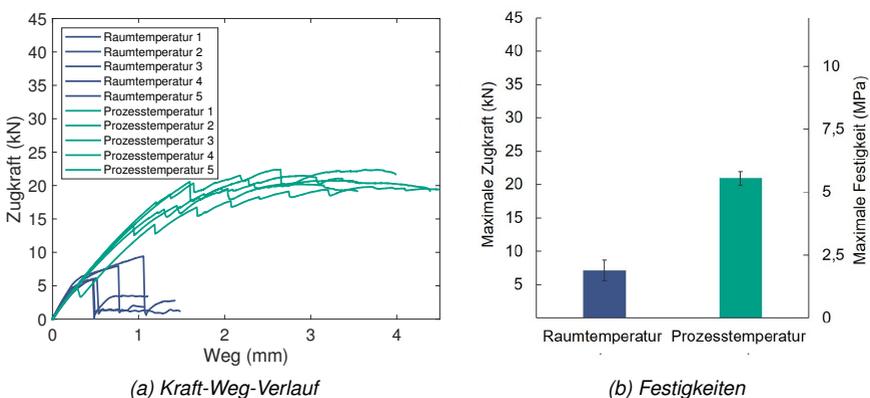


Abbildung 5.18: Mechanische Prüfergebnisse für FKV-Metall-Bauteile mit außenliegenden Lasteinleitungselementen und $\beta = \pm 60^\circ$ (A_Zhao 2021, S. 23)

Die Kraft-Weg-Verläufe und Verbindungsfestigkeiten zeigen einen deutlichen Vorteil der bei 120 °C hergestellten Prüfkörper im Vergleich zu den bei Raumtemperatur geschleuderten Bauteilen. Dieser Vorteil ist auch bei der Analyse der Versagenscharakteristik sichtbar (siehe Abbildung 5.19). Die bei Raumtemperatur hergestellten Prüfkörper versagen adhäsiv in der Grenzfläche zwischen Laminat und Metall. Es sind nur vereinzelt geringe Matrixreste auf den metallischen Lasteinleitungselementen erkenntlich. Wohingegen alle bei 120 °C Prozesstemperatur hergestellten Prüfkörper nicht in der Grenzfläche, sondern im freien Laminatbereich versagen. Daher wird in Abbildung 5.18 auch nicht die maximale Verbindungsfestigkeit sondern nur die maximale Festigkeit angegeben.



Abbildung 5.19: Geprüfte FKV-Metall-Bauteile hergestellt bei (a) Raumtemperatur und (b) Prozesstemperatur (A_Zhao 2021, S. 51-52)

Durch das Erhöhen der Temperatur auf 120 °C kann damit die Festigkeit auf über das Doppelte gesteigert werden. Jedoch darf dieser Effekt nicht allein den entstehenden Druckspannungen zugeordnet werden. In Abschnitt 4.5 und Abbildung 4.11 konnte belegt werden, dass auch die geringere Viskosität bei erhöhter Temperatur und die dadurch bessere Benetzung der Oberfläche einen signifikanten Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit besitzt. Letztendlich tragen diese beiden Effekte zur Steigerung der Verbindungsfestigkeiten bei erhöhter Schleudertemperatur bei.

Die Prüfergebnisse der FKV-Metall-Bauteile mit den innenliegenden Lasteinleitungselementen geben kein einheitliches Bild ab und zeigen eine gewisse Streuung. Kraft-Weg-Verläufe und Verbindungsfestigkeiten sind in Abbildung 5.20 gegeben. Der erste bei Raumtemperatur gefertigte Versuchskörper wurde beim Einspannen in die Maschine zerstört. Alle Prüfkörper zeigen ein adhäsives Versagen zwischen FKV und Metall. Auf Basis der numerischen Spannungsanalysen der Zwischenschicht wäre aufgrund der entstehenden Zugspannungen zwischen FKV und Metall von einer höheren Verbindungsfestigkeit der bei Raumtemperatur

ausgehärteten Prüfkörper auszugehen. Wie in Abschnitt 4.5 und Abbildung 4.11 jedoch gezeigt, besitzt auch die Benetzung der Oberfläche eine Wirkung auf die Verbindungsfestigkeit. Es ist anzunehmen, dass durch die Schleuderprozesstemperatur festigkeitsmindernde Zugspannungen in der Zwischenschicht im Vergleich zu den bei Raumtemperatur hergestellten Prüfkörpern existieren. Auf der anderen Seite wird die Oberfläche aufgrund der höheren Temperatur mit der niedrigviskosen Matrix besser benetzt als bei Raumtemperatur. Die beiden Effekte laufen also gegenläufig ab. Dies ist auch anhand der Verbindungsfestigkeiten ersichtlich (siehe Abbildung 5.20b), da im Gegensatz zu den Ergebnissen mit außenliegenden Lasteinleitungselementen kein Unterschied zwischen den bei Prozess- und Raumtemperatur gefertigten Prüfkörpern auszumachen ist.

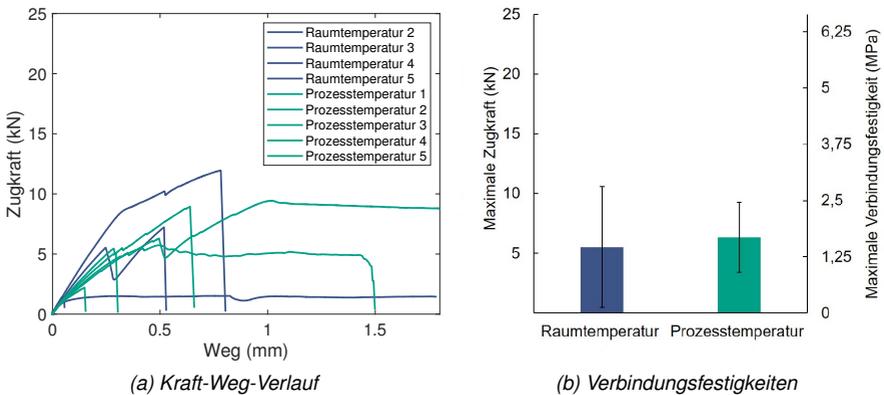


Abbildung 5.20: Mechanische Prüfergebnisse für FKV-Metall-Bauteile mit innenliegenden Lasteinleitungselementen und $\beta = \pm 60^\circ$

5.3 Formschlüssige Verbindungen

Aus den Ergebnissen in Abschnitt 4.4 lässt sich ableiten, dass Verbindungen mit Formschluss den Vorteil besitzen nicht, abrupt zu versagen sondern einen gewissen Anteil an Energie während des Versagens zu dissipieren. Deshalb eignet sich diese Art von Bauteilen potenziell für Crashanwendungen. Wie beschrieben lässt sich der Formschluss dabei entweder auf der Meso- oder der Makroskala verorten (siehe Abschnitt 4.2). Auch eine Kombination von Meso- und Makroskala, ein sogenannter Multiskalenformschluss, ist herstellbar (vgl. (Barfuss & Grützner u. a. 2016; Barfuss & Grützner u. a. 2018)). In Abbildung 5.21 sind noch einmal die Kraft-Weg-Verläufe von drei Prüfkörpern mit den unterschiedlichen Formschlüssen

aus Abschnitt 4.4 gegenübergestellt. Der Prüfkörper mit Makrokontur und unbehandelter Oberfläche zeigt ein einfaches Abgleiten des FKV auf dem Lasteinleitungselement. Mit strukturierter Oberfläche und zylindrischer Geometrie werden etwas höhere Festigkeiten erzielt. Aber erst mit einem Multiskalenformschluss auf Meso- und Makroskala lässt sich eine erhebliche Steigerung der Verbindungsfestigkeit erzielen.

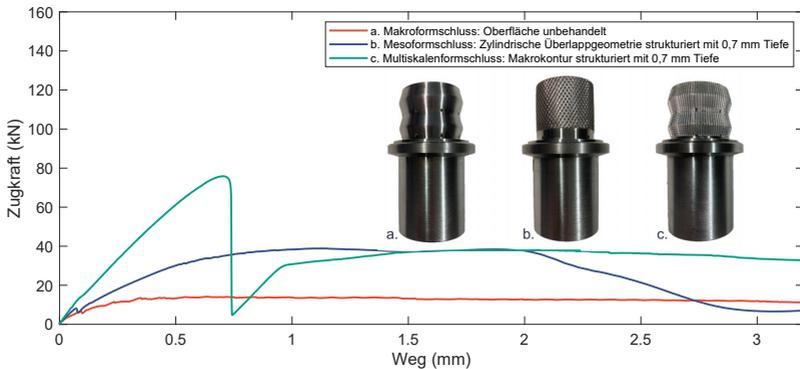


Abbildung 5.21: Vergleich unterschiedlicher Formschlussverbindungen

Die in Abschnitt 4.3 ausgewählte Geometrie des Multiskalenformschlusses orientiert sich am Stand der Forschung für faserverstärkte Thermoplast-Metall-Verbunde und stellt daher kein Optimum für geschleuderte FKV-Metall-Hybride mit Duroplastmatrix dar. Auch der Faserlagenaufbau wurde im Hinblick auf eine Vergleichbarkeit von Stoff- und Formschluss festgelegt. Deshalb soll im vorliegenden Kapitel der Fokus auf verschiedenen variierten Multiskalenformschlüssen liegen. Für diese Untersuchung werden daher ein FE-Modell aufgebaut, die Geometrie optimiert und eine experimentelle Validierung durchgeführt.

5.3.1 Modellaufbau und Geometrieoptimierung

Das FE-Modell zur Optimierung der Formschlussgeometrie wird in Anlehnung an Unterabschnitt 5.1.2 aufgebaut. Eine detaillierte Darstellung des Überlappbereiches ist in Abbildung 5.22 gezeigt. Das Modell besteht aus dem FKV und dem formschlüssigen Lasteinleitungselement. Wie in Abschnitt 4.3 wird ein innenliegendes Lasteinleitungselement verwendet. Außenliegende Lasteinleitungselemente mit Formschluss wären im Schleuderprozess nur mit einem erheblichen Überschuss an Matrix herstellbar und werden aufgrund des schlechten

Leichtbaugrads an dieser Stelle nicht weiter betrachtet. Das metallische Lasteinleitungselement besitzt einen Außenradius r_0 von 20 mm und eine Dicke s_l von 3 mm. Die Laminatdicke s_c misst 2,5 mm und der Überlappbereich l_{ax} ist 30 mm lang.

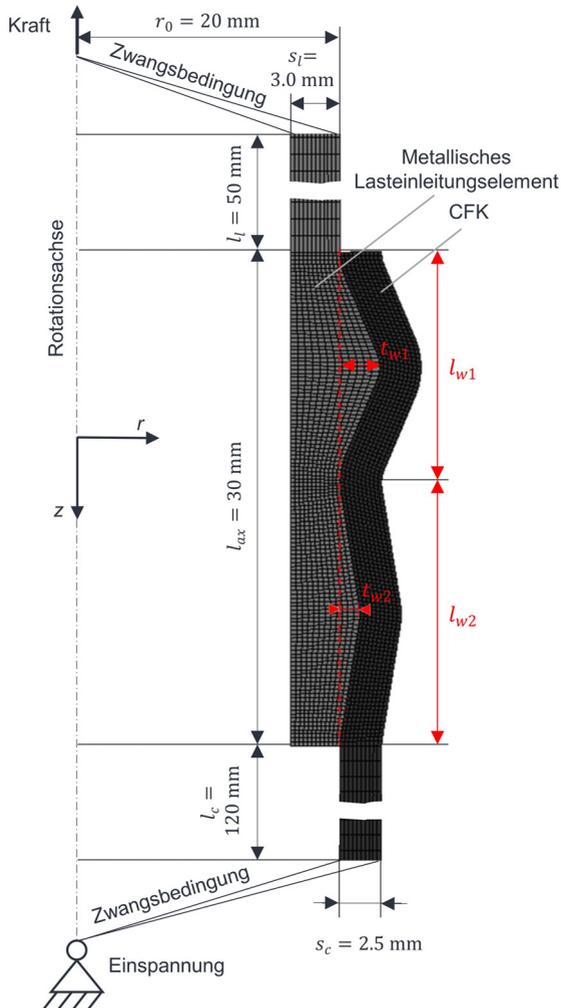


Abbildung 5.22: Aufbau des FE-Modells zur Untersuchung formschlüssiger Lasteinleitungen

Am unteren Ende wird das Laminat über eine Zwangsbedingung fest eingespannt. Das obere

Ende des Bauteils wird mit einer Zugkraft in negativer z -Richtung belastet. Wie auch in Unterabschnitt 5.1.2 wird von einer Prozesstemperatur von 100 °C ausgegangen. Vor der Zugbelastung erfolgt dann eine Abkühlung auf Raumtemperatur.

Der Lagenaufbau besteht aus drei Schichten mit unterschiedlichen Faserorientierungen. Die innere Schicht soll mit dem $\pm 30^\circ$ strukturierten Lasteinleitungselement eine gute Kraftübertragung gewährleisten. Deshalb wird auch für die Faserorientierung ein Winkel von $\pm 30^\circ$ ausgewählt, damit sich die Fasern möglichst tief in die Strukturierungen drapieren lassen. Die mittlere Faserschicht des Laminats besteht aus einer $\pm 15^\circ$ Lage und soll für eine hohe axiale Steifigkeit und Festigkeit sorgen. Für die äußere Lage des Laminats wird eine $\pm 60^\circ$ Faserorientierung gewählt. Im Vergleich zu den beiden anderen Faserorientierungen sollen diese $\pm 60^\circ$ im Überlappbereich gegen ein Aufweiten der Laminatstruktur und das Abziehen von den Wellenschultern schützen. Eine andere Möglichkeit wären Bandagierungen mit 90° Umfangswicklungen. Da sich diese aber mit den eingesetzten Flechtschläuchen nicht umsetzen lassen und eine nachgeschaltete Fertigung den Aufwand wesentlich erhöht, soll diese Option nicht weiter verfolgt werden.

Wie in Unterabschnitt 5.1.2 wird aufgrund der geringen Dichte Aluminium als Material für das Lasteinleitungselement ausgewählt. Für das Laminat werden Kohlenstofffasern mit der schon zuvor eingesetzten Epoxidmatrix von (Sicomini 2014) verwendet. Die verwendeten Materialkennwerte und Festigkeiten sind Tabelle A1, Tabelle A2 und Tabelle A3 in Anhang A1 zu entnehmen.

Eine große Herausforderung liegt in der zielführenden Abbildung des Übergangsbereichs vom Laminat zum metallischen Lasteinleitungselement. In der Realität liegen dabei metallische Strukturierungen auf der Mesoskala vor, die formschlüssig in das Laminat eingreifen. Abbildung 5.23 zeigt ein Schlibbild eines solchen Zustands. In der Übergangsschicht werden nicht alle Bereiche vollständig mit Fasern ausgefüllt. Im unteren Bereich am Zahnfuß liegen noch Bereiche mit reiner Matrix vor. Weiterhin existiert durch die Hafteigenschaft der Matrix eine adhäsive Verbindung zwischen Metall- und Laminatoberfläche.

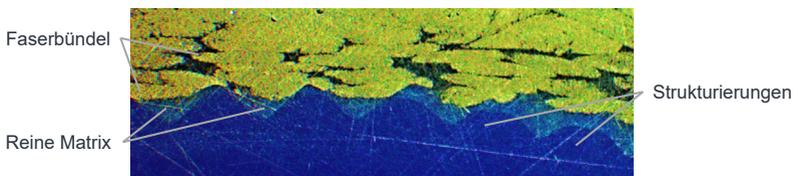


Abbildung 5.23: Schlibbild einer strukturierten FKV-Metall-Verbindung (A_Eyer 2019)

In der Simulation lässt sich dieser Realzustand so nicht exakt nachbilden. Zwar sind einzelne Ansätze bekannt (Elter 2015, S. 26; Gerhard & Friedrich 2014), diese fokussieren sich jedoch nur auf die Untersuchung einer geringen Anzahl von Strukturierungselementen für einen ebenen Anwendungsfall ohne eine Parametrisierung von Geometrievariablen zu berücksichtigen. Bei der vorliegenden Kombination von Meso- und Makroformschluss für FKV-Metall-Schleuderbauteile lässt sich selbst mit einem erheblichen Aufwand kein Netz für die Simulation erstellen (A_Singer 2020, S. 47). Dies liegt zum einen an der sehr komplexen und unregelmäßigen Geometrie der Mesostrukturierung. Zum anderen liegt es daran, dass für die FKV-Struktur aufgrund der Anisotropie hexaedrische Elemente verwendet werden müssen, mit denen sich die Erstellung eines Netzes aufgrund der Geometrie wesentlich schwieriger als beispielsweise bei Tetraederelementen gestaltet.

Daher wird wie in den Untersuchungen von (Barfuss & Garthaus u. a. 2016) auf eine simulative Abbildung der Mesostrukturierungen verzichtet. Ein alternativer Ansatz besteht darin, die vorliegende Übergangsschicht (siehe Abbildung 5.23) mit einer Kohäsivzonenmodellierung, also der Simulation einer reinen Klebschicht, abzubilden (Barfuss & Garthaus u. a. 2016; Fleischer 2021, S. 213). Durch die Wellenschultern entstehen jedoch bei Zugbelastung schädliche Schälspannungen in der Klebschicht. Wird unter diesen Voraussetzungen eine Optimierung durchgeführt, werden die Wellenschultern wegrationalisiert und als Ergebnis ergibt sich ein zylindrischer Überlappbereich (Fleischer 2021, S. 214). Infolgedessen ist die Modellierung einer reinen Klebschicht beim angestrebten Multiskalenformschluss nicht zielführend. Deshalb wird im vorliegenden Fall ein anderer Ansatz verwendet. Für die Abbildung des Übergangs von Mesostrukturierungen aus Metall zum Laminat wird vereinfachend Reibung simuliert. Im Stand der Forschung werden diesbezüglich verschiedene Arbeiten vorgestellt (Elter 2015; Roberts 1985), bei denen strukturierte Lasteinleitungselemente in einen Laminatkörper gepresst wurden und mittels der gemessenen Auszugskraft der Reibungskoeffizient μ_0 bestimmt wurde (vgl. Abschnitt 2.3). In Anlehnung an gemessene Werte aus der Literatur (Roberts 1985) wird deshalb ein Reibungskoeffizient von $\mu_0 = 1$ ausgewählt und in das FE-Modell implementiert.

Damit sich mit dem gewählten Ansatz eine optimale Formschlussgeometrie berechnen lässt, muss das Modell parametrisiert werden. Aus diesem Grund werden die beiden Wellenschultertiefen t_{w1} und t_{w2} sowie die Längen dieser Wellenschultern l_{w1} und l_{w2} als Optimierungsparameter festgelegt (siehe Abbildung 5.22 und Tabelle 5.6). Zusätzlich werden unter Berücksichtigung fertigungstechnischer Restriktionen untere und obere Parametergrenzen eingeführt. Im gewählten Parameterraum kann damit eine große Anzahl an möglichen Formschlussgeometrien erzeugt werden. Zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse wird die Gesamtlänge des Überlappbereiches l_{ax} konstant gehalten. Weiterhin wird die Anzahl der

Wellenschultern auf 2 begrenzt, weil sich mehr als zwei Wellenschultern auf der definierten Überlapplänge nicht mehr präzise preformen lassen. Auf die Simulation von nur einer einzelnen Wellenschulter wird verzichtet, da Analysen von Hybridbauteilen mit vergleichbarer Geometrie eine Festigkeitszunahme mit steigender Anzahl von Wellenschultern zeigen (Barfuss & Garthaus u. a. 2016; Fleischer 2021, S. 228).

Tabelle 5.6: Geometrieparameter Formschluss

Parameter	untere Grenze	obere Grenze	Einheit
t_{w1}	0,8	3	mm
t_{w2}	0,8	3	mm
l_{w1}	12,25	17,25	mm
l_{w2}	12,25	17,25	mm

Um eine optimale Geometrie zu ermitteln, wird eine Kostenfunktion definiert. Parameterkonstellationen mit einem geringen Kostenfunktionswert stellen dabei gute Lösungen dar. Innerhalb der Kostenfunktion werden zwei unterschiedliche Ziele miteinander verknüpft. Zum einen fließt der Spannungszustand des Laminats ein, zum anderen wird die Verschiebung zwischen FKV und Metall im Überlappbereich berücksichtigt (siehe Gleichung 5.4).

Der Spannungszustand des Laminats fließt dabei in Form der Laminatanstrengung mit ein. Die Anstrengung beschreibt, wie stark der Werkstoff im Vergleich zur maximal ertragbaren Spannung beansprucht ist und kann Werte zwischen 0 und 1 annehmen (Schürmann 2005, S. 403). Für einen FKV unterteilt sich die Anstrengung in Zwischenfaserbruchanstrengung und Faserbruchanstrengung. Eine gute Parameterkonstellation hinsichtlich der Geometrie ist dadurch gekennzeichnet, dass eine Laminatanstrengung mit einem geringen Wert vorliegt. Aufgrund der geringen Anstrengung erträgt diese Parameterkonstellation höhere Belastungen als Konstellationen mit höheren Anstrengungswerten. In der Forschung existieren verschiedene Kriterien, um die Anstrengung und damit das Versagen von FKV zu berechnen (Liu & Tsai 1998; Cuntze & Freund 2004; Puck 1996). Im vorliegenden Fall wird das Versagenskriterium von (Puck 1996) ausgewählt, weil es eine hohe Genauigkeit verspricht (Soden & Kaddour u. a. 2004; Gebhardt 2016, S. 80) und eine frei zugängliche Subroutine für die Simulationssoftware Abaqus existiert (Kremer T. 2007). Da im betrachteten Belastungsfall der Zwischenfaserbruch (Zfb) besonders versagenskritisch ist, wird dieser in die Kostenfunktion aufgenommen. Dafür wird die Zwischenfaserbruchanstrengung jedes Integrationspunkts mit dem Volumen desselben multipliziert und für alle aufsummiert (siehe Gleichung 5.5). Im Anschluss wird diese Summe durch das betrachtete Gesamtvolumen normiert. Für die Berücksichtigung in der Kostenfunktion wird der erhaltene Wert noch einmal durch einen maximalen Grenzwert für die Zwischenfaserbruchanstrengung dividiert, sodass sichergestellt ist, dass die berechneten Werte ≤ 1 sind.

Der zweite Aspekt, der in der Kostenfunktion berücksichtigt wird, ist die axiale Verschiebung u_z zwischen FKV und Laminat im Überlappbereich. Wird eine zu große Relativverschiebung zwischen den beiden Komponenten zugelassen, so drückt sich der FKV über die metallischen Zähne der Mesostrukturierungen hinweg und der Übergangsbereich ist nachhaltig beschädigt. Deshalb ist es sinnvoll eine möglichst geringe Verschiebung sicherzustellen und diese in die Zielfunktion mit aufzunehmen. Auch die Verschiebung u_z wird durch einen maximalen Grenzwert $u_{z,max}$ normiert, sodass Werte ≤ 1 in die kombinierte Kostenfunktion einfließen. Mit der gewählten Faktorisierung von $\frac{1}{3}$ für die axiale Verschiebung wird sichergestellt, dass die entstehenden Verschiebungen für potenzielle Formschlussgeometrien im Bereich unterhalb der halben Zahnbreite liegen. In der Folge wird die Zwischenfaserbruchanstrengung mit dem Faktor $\frac{2}{3}$ gewichtet.

$$C = \frac{2}{3} \cdot \frac{f_{Zfb,d}}{f_{Zfb,max}} + \frac{1}{3} \cdot \frac{u_z}{u_{z,max}} \quad 5.4$$

$$f_{Zfb,d} = \frac{1}{V_N} \cdot \sum_{n=1}^N f_{n,Zfb} \cdot v_n \quad 5.5$$

$$V_N = \sum_{n=1}^N v_n \quad 5.6$$

C : Kostenfunktion

u_z : Verschiebung u im Überlappbereich

$u_{z,max}$: Gesamtverschiebung

$f_{Zfb,d}$: Durchschnittliche Zwischenfaserbruchanstrengung

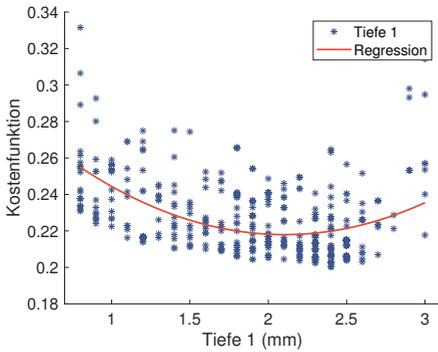
$f_{Zfb,max}$: Maximale Zwischenfaserbruchanstrengung

v_n : Array des Volumens der Integrationspunkte

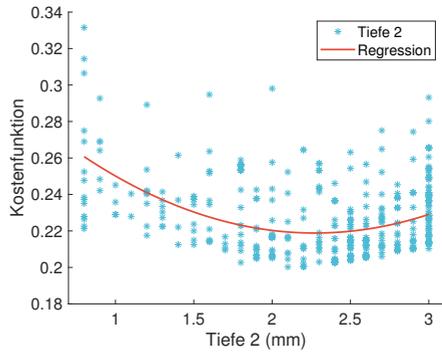
V_N : Gesamtvolumen der Integrationspunkte

N : Anzahl der Integrationspunkte

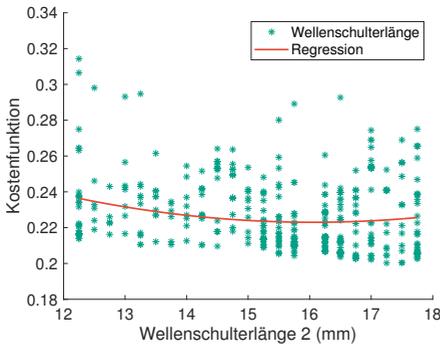
Für die Variation der Geometrieparameter wird wie schon zuvor die Optimierungssoftware Isight 2019 von Simulia verwendet (vgl. Unterabschnitt 5.1.2). In Isight wird der bereits implementierte Pointer-Optimierer ausgewählt, da dieser automatisiert je nach vorliegendem Problem auf mehrere Optimierungsalgorithmen zurückgreifen kann. Der Pointer-Optimierer ist zwar hinsichtlich der Rechenzeit etwas weniger effizient, findet dafür aber für viele verschiedene Anwendungsszenarien robust eine gute Lösung (van der Velden & Koch 2010, S. 10). In Abbildung 5.24 sind die Ergebnisse der Optimierung dargestellt.



(a) Ergebnisse für die Tiefe 1



(b) Ergebnisse für die Tiefe 2



(c) Ergebnisse für die Wellenschulterlänge 2

Geometrie- parameter	Korrelations- koeffizient R
Tiefe 1	0.50
Tiefe 2	0.44
Wellenschulter- länge	0.20

(d) Berechnete Korrelationskoeffizienten

Abbildung 5.24: Numerische Ergebnisse der Optimierung des Multiskalenformschlusses

Insgesamt wurden in 24 Stunden 530 verschiedene Modellkonfigurationen automatisiert berechnet und ausgewertet. Es zeigt sich, dass die optimalen Wellenschultertiefen für die gegebenen Kennwerte und die definierte Zielfunktion im Bereich von ungefähr 2 mm liegen (siehe Abbildung 5.24a und Abbildung 5.24b). Die Diagramme und Korrelationskoeffizienten beweisen, dass die Wellenschultertiefen etwas mehr Einfluss als die Wellenschulterlängen besitzen. Die Parameterkonstellation mit dem geringsten Kostenfunktionswert besitzt eine Wellenschultertiefe t_{w1} von 2,4 mm, eine Wellenschultertiefe t_{w2} von 2,1 mm und eine Wellenschulterlänge von l_{w1} 12,75 mm. Aufgrund der konstant gehaltenen Überlapplänge beträgt die Wellenschulterlänge l_{w2} 17,25 mm. Um zu überprüfen, ob der Pointer-Optimierer eine gute Lösung ermittelt hat, soll diese optimale Parameterkonfiguration experimentell mit einer Parameterkonfiguration verglichen werden, die einen höheren Kostenfunktionswert aufweist

und demnach weniger gut geeignet ist. Hierfür wird ein Parameterset mit der Wellenschultertiefe $t_{w1}=0,9$ mm, der Wellenschultertiefe $t_{w2}=0,9$ mm und Wellenschulterlänge $l_{w1}=13,5$ mm ausgewählt. Im Folgenden werden diese beiden Parameterkonfigurationen als *optimiert* und *Referenz* bezeichnet.

5.3.2 Experimentelle Validierung

In diesem Kapitel soll die optimale Geometrieparameterkonfiguration mit einer Referenz verglichen werden. Dafür bedarf es der Herstellung von zwei Schleuderverzeugen und der Fertigung der metallischen Lasteinleitungselemente. Um die Kosten gering zu halten, wird wie in den vorherigen Kapiteln nur die Hälfte einer Zugstange mit einem einzelnen FKV-Metall-Überlapp gefertigt (siehe Abbildung 5.25). Für die Fertigung der metallischen Lasteinleitungselemente wird die aufkommende 3D-Druck Technologie eingesetzt. Damit lassen sich geringe Stückzahlen wirtschaftlich und individuell herstellen. Zudem ist diese Technologie dafür prädestiniert, die durch die Makrokontur unregelmäßigen Strukturierungen auf der Mesoskala umzusetzen. In Abbildung 5.25 sind die Lasteinleitungselemente mit einer Strukturierungstiefe von 0,7 mm und die fertigen Hybridbauteile mit Multiskalenformschluss gezeigt. Die Herstellung der Bauteile im Schleuderverfahren erfolgt unter Wärmezufuhr mittels IR-Strahler in Anlehnung an die Beschreibungen in Abschnitt 4.3.

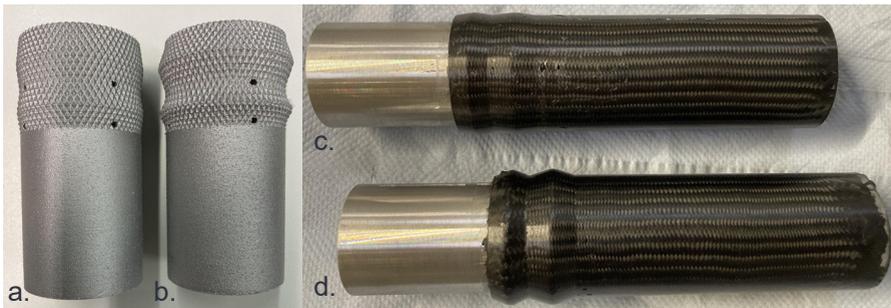


Abbildung 5.25: (a) 3D-gedrucktes Lasteinleitungselement für die Referenzgeometrie, (b) 3D-gedrucktes Lasteinleitungselement für die optimierte Geometrie, (c) Geschleudertes FKV-Metall-Referenz mit gedrucktem und abgedrehtem Lasteinleitungselement, (d) Geschleudertes FKV-Metall-Prüfkörper mit optimierten Geometrieparametern mit gedrucktem und abgedrehtem Lasteinleitungselement

Im Anschluss an die Herstellung im Schleuderverfahren werden die Probekörper mit einer Schenck-Prüfmaschine quasistatisch mit 2 mm pro Minute auf Zug belastet. Die Kraft-Weg-

Verläufe und die zugehörigen Verbindungsfestigkeiten sind in Abbildung 5.26 dargestellt. Als Bezugsfläche der Festigkeit wird dafür die Überlapplänge mit dem Außenumfang $2\pi r_0$ des metallischen Lasteinleitungselements multipliziert. Für die Referenzprüfkörper sinkt die Steigung der Kurven ab einem Kraftniveau zwischen 65 kN - 75 kN sukzessive ab und es kommt zum Versagen. Dieses Versagen tritt im Durchschnitt bei einer Kraft von 72,5 kN durch die Schädigung des Laminats ein (siehe Abbildung 5.27a). Die erreichte Verbindungsfestigkeit bezogen auf die Überlappfläche liegt bei 19,2 MPa. Im weiteren Verlauf ergibt sich noch eine geringe Resttragfähigkeit und die Prüfkörper zeigen eine moderate Energieabsorption. Bei den Versuchskörpern mit optimierten Geometrieparametern wird eine wesentlich höhere Zugkraft von 94,1 kN erreicht. Im Gegensatz zu den Referenzprüfkörpern tritt das Versagen im 3D-gedruckten Lasteinleitungselement auf. Die Lasteinleitungselemente versagen auf der Höhe der Entlüftungslöcher (siehe Abbildung 5.27b). Für die durchschnittliche Festigkeit ergibt sich ein Wert von 25 MPa.

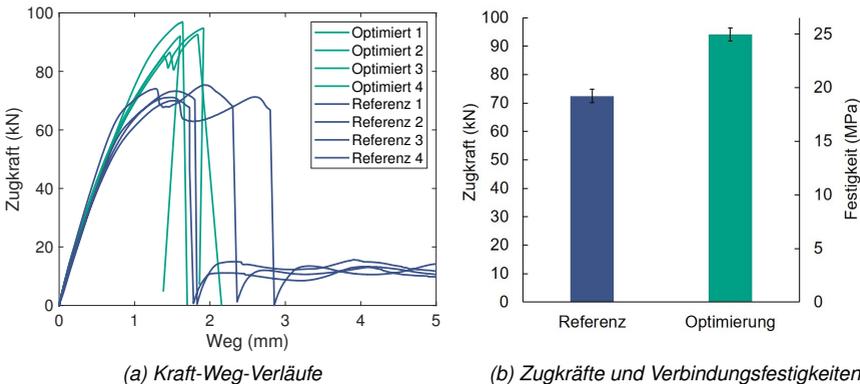


Abbildung 5.26: Experimentelle Ergebnisse der hybriden FKV-Metall-Prüfkörper mit Multiskalenformschluss

Die Ergebnisse zeigen, dass sich mit der Kostenfunktion verbesserte Geometrieparameter für den Multiskalenformschluss berechnen lassen. Leider konnte das vollständige Potenzial der optimierten Lasteinleitung nicht ermittelt werden, da die gedruckten Lasteinleitungselemente vor dem Laminat versagten. Trotzdem zeigt sich eine gute Verbindungsfestigkeit. Die Energieabsorption der Referenzprüfkörper liegt etwas unterhalb der beobachteten Energieabsorption in Abschnitt 4.4. Insgesamt ergeben sich durch die Optimierung und die mit 3D-Druck angepassten Lasteinleitungselemente annehmbare Verbindungsfestigkeiten. Diese bedingen jedoch im Vergleich zur stoffschlüssigen Alternative einen höheren Fertigungsaufwand für die Lasteinleitungselemente und das Preforming der Formschlusskontur.



Abbildung 5.27: (a) Risswachstum des Referenzbauteils während der Prüfung, (b) Geprüfter Versuchskörper der optimierten Variante mit Versagen des 3D-gedruckten Lasteinleitungselements im Bereich der Entlüftungsbohrungen

Fazit

Die belastungsgerechte Gestaltung der Lasteinleitung bei geschleuderten FKV-Metall-Zugstangen zeigt, dass sowohl stoffschlüssige als auch formschlüssige Verbindungen eine Existenzberechtigung besitzen. Bei stoffschlüssigen Verbindungen lassen sich mit marginalem Aufwand durch Klebkehlen und Verrundungen der Lasteinleitungselemente beachtliche Festigkeitssteigerungen der Verbindung erzielen. Vorteilhaft für die stoffschlüssige Verbindung ist zudem eine hohe Steifigkeit in Belastungsrichtung, die durch eine entsprechende Faserorientierung gewährleistet werden kann. Zudem zeigen die Untersuchungen, dass sich Druckspannungen zwischen FKV und Metall festigkeitssteigernd auf die Verbindung auswirken. In diesem Zusammenhang wurde auch der positive Einfluss höherer Prozess-temperaturen zur besseren Benetzung der Oberfläche bei niedrigerer Matrixviskosität ein weiteres Mal nachgewiesen. Auf der anderen Seite konnte belegt werden, dass auch mit einer belastungsgerechten Gestaltung formschlüssiger Überlappverbindungen gute Verbindungsfestigkeitswerte erzielt werden können. Zielführend ist dabei der Einsatz eines optimierten Multiskalenformschlusses auf der Makro- und Mesoskala mit einem 3D-gedruckten Lasteinleitungselement. Diese Art der Verbindung besitzt nach dem Erstversagen noch eine gewisse Resttragfähigkeit, sodass es im weiteren Versagensprozess zu einer Energieabsorption kommt. Im Vergleich zu stoffschlüssigen Bauteilen muss aber der erhöhte Aufwand für die Herstellung des Lasteinleitungselements und das Preforming berücksichtigt werden.

6 Numerische Modellierung der Tränkungs- und Aushärtevorgänge

Im vorliegenden Kapitel wird eine Methode für die numerische Modellierung der Tränkungs- und Aushärtevorgänge beim Schleudern mit Duroplastmatrix vorgestellt. Das analytische Tränkungsmodell für das Schleuderverfahren von (Koch 2017) besitzt den Vorteil einer schnellen Berechnung der Tränkungszeiten bei zylindrischen Bauteilen (siehe Unterabschnitt 2.5.2). Jedoch wird dabei von einer konstanten Matrixviskosität ausgegangen. Diese Annahme ist bei kaltaushärtenden Matrixsystemen legitim, bei einer Warmaushärtung unter Temperaturzufuhr muss hingegen die Zeitabhängigkeit der Viskosität berücksichtigt werden, um präzise Ergebnisse zu erhalten. Zudem lassen sich mit dem analytischen Modell nach (Koch 2017) nur einfache zylindrische Geometrien berechnen. Komplexere Bauteile mit formschlüssigen Wellenschultern und unterschiedlichen Faserorientierungen der Lagen, wie beispielsweise die Bauteile aus Unterabschnitt 5.3.1, lassen sich mit analytischen Methoden nicht berechnen. Zudem gibt das Modell nach (Koch 2017) keine Information über den Aushärtezustand der Matrix an.

Deshalb wird ein numerisches Tränkungsmodell für das Schleuderverfahren mit duroplastischer Matrix entwickelt. Es soll das Modell nach (Koch 2017) bei komplexen Geometrien ergänzen und auch eine präzise Tränkungsrechnung unter Wärmezufuhr ermöglichen. Darüber hinaus soll der Aushärtegrad α abgebildet werden, um den Zeitpunkt einer optimalen Entformung zu bestimmen und geringe Taktzeiten zu gewährleisten. Das Bauteil verbleibt somit nicht länger als nötig in der Maschine bzw. dem Werkzeug. Zudem können Ausschussbauteile durch eine zu geringe Rotationsdauer verhindert werden.

In der Literatur existieren bereits verschiedene Ansätze, um Injektionsverfahren wie das RTM- oder das VARI-Verfahren numerisch zu modellieren (Deléglise & Le Grogneq u. a. 2011; Grössing & Stadlmajer u. a. 2016; Trochu & Ruiz u. a. 2006; Seuffert & Kärger u. a. 2018; Han & Cho u. a. 2015). Dabei werden teilweise auch kommerzielle Programme wie PAM-RTM oder Ansys Fluent verwendet. Eine numerische Modellierung und Validierung des Tränkungsverhaltens im Schleuderverfahren ist bisher nicht bekannt. Auch sind die Randbedingungen bei kommerziellen Softwareprodukten spezifisch für das VARI- oder das RTM-Verfahren ausgelegt. Deshalb wird für die Entwicklung des numerischen Tränkungsmodells die frei verfügbare

und kostenlose Software OpenFOAM ausgewählt (OpenCFD Ltd. 2020). Der Vorteil dieser Software ist die große Freiheit bei der Beschreibung von verschiedenen Anwendungsfällen und die Möglichkeit der Implementierung von unterschiedlichen Modellen für Aushärtegrad, Viskosität und Permeabilität.

6.1 Modellaufbau

Das numerische Modell für das Schleuderverfahren wird anhand eines Bauteils mit einem innenliegenden Lasteinleitungselement im Rahmen der Arbeit von (A_Strack 2020) aufgebaut und in der Veröffentlichung (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021) genauer beschrieben. Der Vorteil hierbei ist, dass die Tränkungszeit mit einem axialen Fließweg um ein Vielfaches höher ist als die Tränkungszeit einer rein radialen Tränkung (Koch 2017, S. 169). Dieser Umstand ermöglicht es, die Tränkungsfront mit Sensorik zu identifizieren und so das numerische Modell mit experimentellen Schleuderversuchen zu validieren. Die Erkenntnisse des Modells können dann auf weitere Geometrien, z.B. mit außenliegendem Lasteinleitungselement übertragen werden.

Die beschriebene Tränkungssituation ist in Abbildung 6.1 dargestellt. Der Preform ist außenliegend vom metallischen Lasteinleitungselement und die Matrix muss den Preform sowohl radial als auch axial tränken. Die radiale Fließbewegung erfolgt über die komplette Länge des Überlapps J_{ax} . Um den unerwünschten Einschluss von Luft zu unterbinden, wird am Ende der Überlappung eine Entlüftungsbohrung durch das metallische Lasteinleitungselement vorgegeben (vgl. Unterabschnitt 2.4.1).

Wie auch bei den genannten Forschungsansätzen (Grössing & Stadlmayer u. a. 2016; Trochu & Ruiz u. a. 2006; Seuffert & Kärger u. a. 2018) sowie den Modellen von Ehleben und Koch (Ehleben & Schürmann 2006; Koch 2017), basiert die Berechnung der Tränkungsvorgänge des numerischen Modells auf dem Gesetz nach (Darcy 1856). Dieses wurde bereits im Stand der Forschung und Technik ausführlich erläutert (siehe Unterabschnitt 2.4.1 und Gleichung 2.4). Es beschreibt die Fließgeschwindigkeit einer Flüssigkeit durch ein poröses Medium, welches in diesem Fall durch den trockenen Faserpreform dargestellt ist. Das Gesetz ist eine Vereinfachung der Navier-Stokes-Gleichung, die numerisch mit der Finite-Volumen-Methode gelöst werden kann. Für die Modellierung wird ein OpenFOAM-Solver verwendet, der am Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) - Institutsteil Leichtbautechnologie des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) von (Magagnato & Frey u. a. o. D.) für das RTM-Verfahren entwickelt wurde. Der bestehende OpenFOAM-Solver für die RTM-Prozesse wird

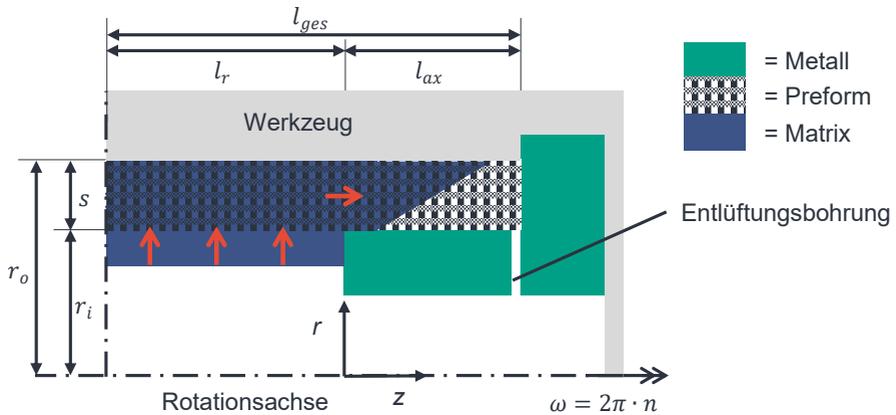


Abbildung 6.1: Tränkungsituation mit innenliegendem Lasteinleitungselement (eigene Darstellung nach (Koch 2017, S. 68; Nieschlag & Seuffert u. a. 2021))

für das Schleuderverfahren mit Duroplastmatrix erweitert. Da im Gegensatz zum RTM-Verfahren für die Erzeugung des Tränkungsdrucks keine Pumpe, sondern die aufgrund der Rotation wirkende Zentrifugalkraft verwendet wird, muss der Einfluss der Drehzahl in der Simulation berücksichtigt werden. Deshalb wird ein zusätzlicher Quellterm für den Einfluss der Zentrifugalkraft in die Impulsgleichung aufgenommen und im Solver implementiert:

$$F_{term,zen} = \rho \cdot (\boldsymbol{\omega} \times (\boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r})) \quad 6.1$$

wobei \mathbf{r} der Radius des jeweiligen Elements ist, $\boldsymbol{\omega}$ die Winkelgeschwindigkeit und ρ die Dichte des Elements. Winkelgeschwindigkeit und Rotationsdauer werden tabellarisch übergeben, so dass auch das Anfahren der Schleudermaschine auf Maximalgeschwindigkeit berücksichtigt werden kann (OpenCFD Ltd. 2020). Der Vorteil dieser Berücksichtigung der Zentrifugalkraft besteht darin, dass im Vergleich zu den analytischen Modellen auf die Formulierung einer Gleichung für den Tränkungsdruck verzichtet werden kann (vgl. Gleichung 2.6 und Gleichung 2.8). Weiterhin liegt der Fokus des numerischen Modells allein auf der Betrachtung makroskopischer Tränkungs Vorgänge, da sich gezeigt hat, dass die mikroskopische Tränkung im Bereich von Zehntelsekunden abgeschlossen ist (Koch 2017, S. 175).

In Abbildung 6.2a ist das Simulationsgebiet für den vorliegenden Anwendungsfall gezeigt (vgl. Abbildung 6.1). Um die Rechenzeit zu reduzieren, wird nur eine Hälfte des symmetrischen Tränkungsgebiets betrachtet. Zusätzlich wird die Rotationssymmetrie um die z -Achse verwendet. Damit lässt sich der Simulationsfall auf ein zweidimensionales Gebiet mit Ein-

heitsbreite reduzieren. Dieses Simulationsgebiet ist in Abbildung 6.2a rot gekennzeichnet. In Abbildung 6.2b ist eine ebene Darstellung des Anwendungsfalls gezeigt. Das Simulationsnetz mit den einzelnen Elementen lässt sich in zwei Bereiche unterteilen. Der eine Teil des Netzes besteht aus einem porösen Medium, das in dieser Simulation den Faserpreform darstellt. Dieser besitzt eine Permeabilität, die von Faserhalbzeug, Lagenorientierung und Rovinggeometrie abhängig ist. Für den zweiten Bereich unterhalb des Preforms bis zur Rotationsachse wird keine Permeabilität hinterlegt, da es sich vorerst um ein leeres Volumen handelt. Dieser Bereich beinhaltet entweder Luft oder die Matrix, die beim Rotationsbeginn hier hinterlegt wird. Dabei wird die duroplastische Matrix als inkompressibles und die Luft als kompressibles Medium modelliert.

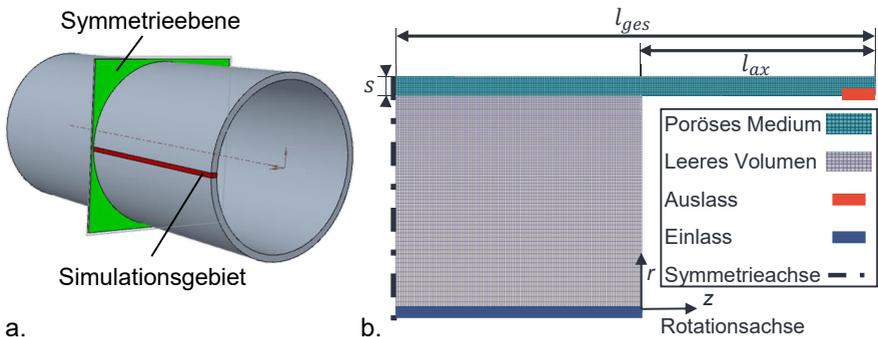


Abbildung 6.2: (a) Simulationsgebiet mit Einheitsbreite unter Ausnutzung von Symmetrien, (b) Darstellung des ebenen Simulationsnetzes mit Ein- und Auslass (A_Strack 2020, S. 44; Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Um eine hohe Genauigkeit der Simulation sicherzustellen, liegt die relative Elementanzahl im porösen Bereich höher, da hier die entscheidenden Tränkungsprozesse beim Schleuderverfahren ablaufen (siehe Abbildung 6.2b). Für den homogenen Übergang zur Vermeidung hoher Aspektverhältnisse der Elemente, wird eine lineare Abstufung der Elementgrößen beider Bereiche zueinander implementiert. Insgesamt beträgt die in einer Konvergenzstudie ermittelte Zahl an Elementen 9000 (siehe Abbildung A1 in Anhang A3). Abbildung 6.3 stellt die Tränkungsituation zum Anfangszeitpunkt $t=0$ dar. Die duroplastische Matrix ist in das leere Gebiet ohne Permeabilität eingefüllt und wird nach dem Start der Rotation sukzessive durch das poröse Medium fließen. In der Abbildung 6.3 ist die Matrix mit blauer und die Luft mit grauer Farbe gekennzeichnet.

Zusätzlich müssen für den neuartigen Schleuderprozess verschiedene Anfangs- und Randbedingungen definiert werden. In Abbildung 6.2b sind der Einlass und der Auslass des Simulationsgebiets gezeigt. Der Einlass sorgt dafür, dass Luft nachfließen kann. Beim Auslass, der

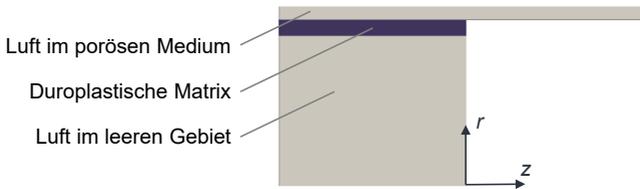


Abbildung 6.3: Tränkungssituation zum Anfangszeitpunkt $t = 0$ (A_Strack 2020, S. 43; Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

in der Realität durch die Entlüftungsbohrungen dargestellt wird, können sowohl Luft als auch Matrix aus dem Gebiet entweichen. Die inletOutlet-Randbedingung für den Auslass fungiert dabei ähnlich einer Membran, die nur in eine Richtung durchlässig ist. Medien können daher nur entweichen, aber nicht zurück in das Simulationsgebiet gelangen. Weiterhin werden an Einlass, Auslass und den Wänden des Simulationsgebiets die Prozessparameter Druck und Temperatur vorgegeben. Der vorgegebene Druck entspricht dem normalen Umgebungsdruck und die Temperatur wird je nach gewählten Schleuderparametern vorgegeben.

Zusätzlich zum Aufbau des Netzes und der Start- sowie Randbedingungen müssen Modelle für die drei Einflussgrößen Aushärtegrad, Viskosität und Permeabilität ausgewählt und auf die verwendeten Materialien und Prozessparameter angepasst werden. Diese Modelle werden in den folgenden Abschnitten näher vorgestellt.

6.1.1 Modell für den Aushärtegrad

Der Aushärtegrad α ist ein Parameter, der den Aushärtezustand des FKV angibt. Die Werte des Aushärtegrads bewegen sich zwischen 0 - 1. Bei einem Wert von 0 hat bisher keine Vernetzungsreaktion stattgefunden, bei einem Wert von 1 sind alle möglichen Vernetzungsreaktionen abgeschlossen (Ehrenstein 2006, S. 80). In der Literatur werden verschiedene Möglichkeiten den Aushärtegrad α zu modellieren, vorgestellt (Kamal & Sourour 1973; Henne & Breyer u. a. 2004; Grindling 2006). Dabei unterscheiden sich die Modelle anhand der Anzahl von Fittingparametern und der dafür nötigen Experimente (Bernath & Kärger u. a. 2016). Der etablierteste Modellierungsansatz ist das Kinetikmodell von Kamal-Sourour (Kamal & Sourour 1973). Dieses ist weit verbreitet und wird auch bei der Prozesssimulation für Produktionsverfahren wie RTM, VARI oder Spritzguss eingesetzt (Garschke & Parlevliet u. a. 2013; Lee & Ho u. a. 2000; Shojaei & Ghaffarian u. a. 2004; Wittemann & Maertens u. a.

2018). Die Gleichung für den Aushärtegrad α lautet wie folgt (Kamal & Sourour 1973):

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} = (K_1 + K_2 \alpha^{m_k}) \cdot (1 - \alpha)^{n_k} \quad 6.2$$

mit K_1 und K_2 den Reaktionskonstanten des Arrheniustyps:

$$K_1 = A_1 \cdot e^{\left(\frac{-E_{k1}}{R_g \cdot T}\right)} \quad 6.3$$

$$K_2 = A_2 \cdot e^{\left(\frac{-E_{k2}}{R_g \cdot T}\right)} \quad 6.4$$

Die Parameter m_k und n_k sind katalytische Konstanten, A_1, A_2 sind präexponentielle Faktoren, E_{k1}, E_{k2} sind Aktivierungsenergien, R_g ist die universelle Gaskonstante und T die Temperatur. Um die Parameterwerte des Kamal-Sourour-Modells zu bestimmen, werden sowohl isotherme als auch dynamische Messungen mittels dynamischer Differenzkalorimetrie (DSC) durchgeführt. Bei der DSC Analyse wird die Matrix während der Vernetzung in einem Tigel definierten Temperaturen ausgesetzt. Mit Hilfe eines zweiten Referenztigels kann dann die abgegebene Wärmemenge der Matrixprobe bestimmt werden. Von großer Bedeutung ist dabei das schnelle Vermischen der Matrix und Starten der Messung, damit auch die vollständige Wärmemenge erfasst werden kann. Wenn zu viel Zeit zwischen Mischung und Start der Messung vergeht, dann wird der erste Teil der freigesetzten Wärme nicht gemessen und die Ergebnisse entsprechen nicht dem realen Verlauf. Bei isothermen Messungen wird das DSC-Analysegerät bereits auf die entsprechende Temperatur vorgewärmt. Wie schon zuvor wird die in Abschnitt 4.5 ausgewählte Matrix SR 8500 / SZ 8525 von (Sicomini 2014) eingesetzt. Die dynamischen DSC-Messungen werden mit Heizraten von 1, 2, 5, 10 und 15 °C min⁻¹ in einem Temperaturbereich von -40 °C bis 300 °C durchgeführt. Der Aushärtegrad α hängt von der freigesetzten Enthalpie ab und wird durch folgende Formel bestimmt:

$$\alpha = \frac{h(t)}{\Delta h} = \frac{1}{\Delta h} \cdot \int_{t_0}^t q(\hat{t}) d\hat{t} \quad 6.5$$

Dabei ist Δh spezifische Gesamtreaktionsenthalpie und $q(\hat{t})$ der Wärmestrom zum Zeitpunkt t . Die spezifische Gesamtreaktionsenthalpie Δh kann bestimmt werden, indem die gesamte Fläche des Wärmestroms der dynamischen Messung integriert wird (Bernath & Kärger u. a. 2016). Aus den Ergebnissen der fünf dynamischen DSC-Messungen kann dann ein Mittelwert für Δh berechnet werden. Für die isothermen DSC-Messungen werden Prozesstemperaturen von 60 °C, 80 °C und 100 °C ausgewählt. Die isothermen Matrixproben geben erst sehr stark und dann langsam immer weniger Wärme ab. Nachdem keine Wärme mehr freigesetzt wird, werden die Proben schnell auf 0 °C abgekühlt und mit einer definierten Heizrate von 10 °C min⁻¹ auf 300 °C erhitzt, um die Restwärme der Reaktion zu bestimmen.

Mit der spezifische Gesamtreaktionsenthalpie Δh und der Restwärme werden die realen Verläufe des Aushärtegrads α bei isothermer Prozessführung bestimmt. Diese Verläufe sind in Abbildung 6.4 anhand der gestrichelten Kurven dargestellt. Anschließend werden mit der Methode der kleinsten Quadrate die Modellparameter des Kamal-Sourour-Modells gefittet. Die berechneten Kurven mit der durchgezogenen Linie stimmen gut mit den gestrichelten Graphen der isothermen DSC-Messung überein. Lediglich die Steigung gegen Ende der Kurven wird nicht präzise wiedergegeben. Mit dem ermittelten Parameterwerten können jetzt Kurven für beliebige Temperaturen bestimmt werden. In Tabelle 6.1 werden die Werte für das gefittete Kamal-Sourour-Modell aufgelistet.

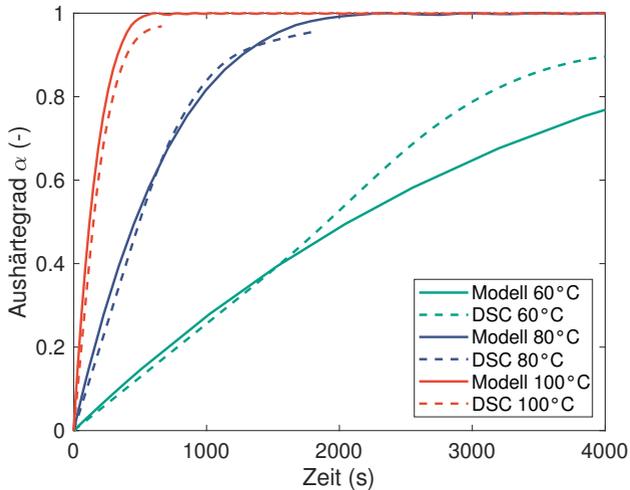


Abbildung 6.4: Aushärtegrad α für isotherme Prozessführung in Abhängigkeit der Zeit (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Tabelle 6.1: Parameter für das kinetische Kamal-Sourour Modell nach dem Fitting mit isothermen DSC-Messungen (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Parameter	Wert	Einheit ()
m_k	7.431	-
n_k	$7.527 \cdot 10^{-1}$	-
A_1	$1.100 \cdot 10^8$	s^{-1}
A_2	$-9.543 \cdot 10^5$	s^{-1}
E_{k1}	$7.369 \cdot 10^4$	$J \cdot mol^{-1}$
E_{k2}	$5.713 \cdot 10^{10}$	$J \cdot mol^{-1}$
R_g	8.314	$J \cdot (mol \cdot K)^{-1}$

6.1.2 Modell für die Viskosität

Auch der Viskositätsverlauf der Matrix kann mit einem Modell beschrieben werden. So können unterschiedliche Prozesstemperaturen vorgegeben und die Tränkungergebnisse miteinander verglichen werden. Ein dafür gängiges Modell ist das Viskositätsmodell gemäß (Castro & Macosko 1982), das oft bei Infiltrationsprozessen zum Einsatz kommt (Trochu & Ruiz u. a. 2006; Garschke & Parlevliet u. a. 2013; Wittemann & Maertens u. a. 2018). Das Modell ist folgendermaßen formuliert (Castro & Macosko 1982):

$$\eta(T, \alpha) = \eta_0(T) \cdot \left(\frac{\alpha_g}{\alpha_g - \alpha} \right)^{(c_1 + c_2 \cdot \alpha)} \quad 6.6$$

mit der Anfangsviskosität $\eta_0(T)$ bei $\alpha = 0$:

$$\eta_0(T) = A_\eta \cdot e^{\left(\frac{E_\eta}{R_g \cdot T} \right)} \quad 6.7$$

dabei ist α_g der Aushärtegrad am Gelpunkt, T die Temperatur, R_g die Gaskonstante und A_η, B_η, c_1, c_2 sind Fittingparameter. Überdies geht auch der Aushärtegrad α aus dem Kamal-Sourour-Modell mit in die Berechnung ein (siehe Unterabschnitt 6.1.1). Bei den Viskositätsmessungen für das Parameterfitting des Modells wird auf eigene Versuche verzichtet und stattdessen das Datenblatt des Herstellers verwendet (Sicomini 2014). Für die Tränkung im Schleuderverfahren sind besonders die ersten Minuten entscheidend. Deshalb liegt der Fokus bei der Parameterbestimmung auf den ersten 300 Sekunden. In Abbildung 6.5 sind die experimentellen Viskositätskurven gestrichelt neben den aus dem Modell berechneten durchgezogenen Kurven gezeigt. Die Anfangsviskositäten, aber auch die weiteren Verläufe werden ausreichend gut dargestellt, um die Tränkung im Schleuderverfahren zu modellieren. Tabelle 6.2 zeigt die gefitteten Parameterwerte für das Castro-Macosko-Modell.

Tabelle 6.2: Gefittete Parameterwerte für das Castro-Macosko-Viskositätsmodell (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Parameter	Wert	Einheit ()
A_η	$4.633 \cdot 10^{-5}$	Pa·s
E_η	$3.978 \cdot 10^4$	J·mol ⁻¹
c_1	1.603	-
c_2	2.737	-
R_g	8.314	J·(mol·K) ⁻¹
α_g	0.63	-

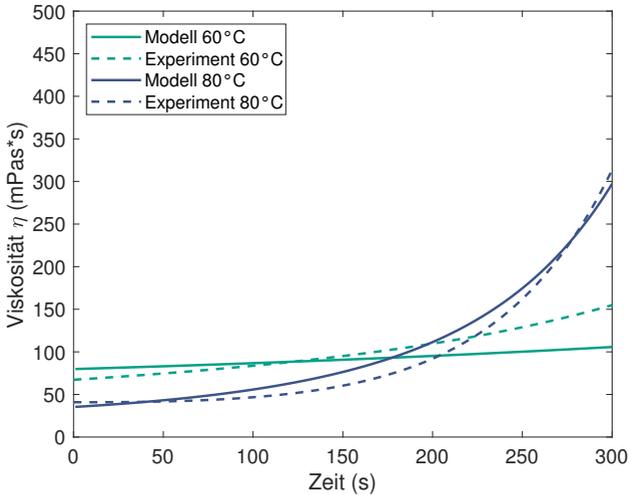


Abbildung 6.5: Viskosität η in Abhängigkeit der Zeit für unterschiedliche isotherme Prozesstemperaturen (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

6.1.3 Modell für die Permeabilität

Für die Modellierung der Permeabilität, also der Durchlässigkeit des Faserpreforms, wird wie bei (Ehleben 2002, S. 76) und (Koch 2017, S. 83) auf das semi-empirische Modell nach (Gebart 1992) zurückgegriffen (siehe auch Unterabschnitt 2.4.1). Ein Nachteil dieses Modells nach Gebart ist, dass von kreisrunden Faserbündeln ausgegangen wird. Dabei liegen Faserbündel in der Realität oft als elliptischer Querschnitt vor. Dieser Sachverhalt wird in Abbildung 6.6 verdeutlicht.

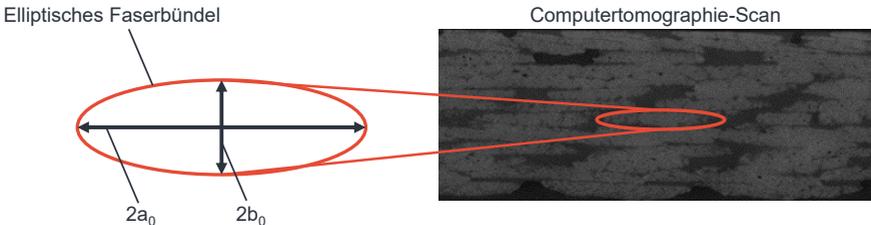


Abbildung 6.6: Ermittlung des äquivalenten Radius $r_{\text{äq}}$ eines Glasfaserlaminats mittels Computertomografieaufnahmen (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Daher wird in Anlehnung an (Koch 2017, S. 73) das Modell nach (Gebart 1992) mit dem Ansatz von (van West & Pipes u. a. 1991) erweitert. Mit diesem Ansatz wird ein äquivalenter Radius $r_{\ddot{a}q}$ eingeführt, der auch elliptische Rovingquerschnitte berücksichtigt:

$$r_{\ddot{a}q} = \sqrt{2} \cdot \frac{a_0 b_0}{\sqrt{a_0^2 + b_0^2}} \quad 6.8$$

dabei ist $2a_0$ die Länge und $2b_0$ die Breite der Ellipse des Faserbündels (siehe Abbildung 6.6). Nach (Gebart 1992) kann die Permeabilität longitudinal, entlang der Fasern oder transversal, also orthogonal zu den Fasern orientiert sein. Die Formel mit der Erweiterung für Faserbündel mit einem elliptischen Querschnitt ist für die longitudinale Permeabilität K_{\parallel} folgendermaßen definiert (van West & Pipes u. a. 1991; Gebart 1992):

$$K_{\parallel} = \frac{8r_{\ddot{a}q}^2 (1 - \varphi_f)^3}{c \varphi_f} \quad 6.9$$

Für die transversale Permeabilität K_{\perp} gilt folgende Gleichung (van West & Pipes u. a. 1991; Gebart 1992):

$$K_{\perp} = C_1 \left(\sqrt{\frac{\varphi_{f,max}}{\varphi_f}} - 1 \right)^{\frac{5}{3}} \cdot r_{\ddot{a}q}^2 \quad 6.10$$

mit dem Faservolumengehalt φ_f und Faktoren C_1, c sowie $\varphi_{f,max}$. Die Faktoren geben an, ob es sich bei den betrachteten Faserstrukturen um eine quadratische, eine hexagonale oder eine quadratisch-hexagonal gemischte Packungsdichte handelt (Koch 2017; Gebart 1992). Gemäß (Koch 2017, S. 158) wird von einer quadratisch-hexagonal gemischten Packungsdichte für die verwendeten Faserhalbzeuge ausgegangen. Beim Schleuderverfahren kann in radialer Richtung (siehe Abbildung 6.1) eine transversale Permeabilität K_{\perp} angenommen werden. In axialer Richtung liegt dagegen in Abhängigkeit des Faserwinkels β ein Mischzustand zwischen K_{\perp} und K_{\parallel} vor. Dieser Umstand wurde bereits im Stand der Forschung und Technik in Abbildung 2.15 verdeutlicht. Deshalb wird für die axiale Permeabilität K_{zz} eine Mischformel nach (Endrweit & Long 2010; Koch 2017, S. 83) verwendet (siehe Gleichung 2.7).

Um das aufgestellte Permeabilitätsmodell an das eingesetzte Faserhalbzeug anzupassen, müssen optische Untersuchungen durchgeführt werden. Dafür wird ein geschleudertes Probekörper aus Glasfaserlaminat mit einem Computertomographen (CT) analysiert. Aufgrund der unterschiedlichen Dichten von Faser und Matrix lassen sich unterscheidbare Grauwerte bestimmen (siehe Abbildung 6.6). Mittels der CT-Aufnahmen können die Breite und Länge der Rovings, $2a_0$ und $2b_0$ sowie der Faserwinkel β und der makroskopische Faservolumengehalt $\varphi_{f,makro}$ gemessen werden. Insgesamt werden 24 verschiedene Faserbündel vermessen. Zudem wird bei 12 Aufnahmen der makroskopische Faservolumengehalt $\varphi_{f,makro}$ bestimmt. Die

ermittelten Werte sind in Tabelle 6.3 dargestellt. Mit den Parameterwerten werden anschließend die Mittelwerte für radiale K_{\perp} und axiale Permeabilität K_{zz} berechnet (siehe Tabelle 6.4). Weiterhin lassen sich mit den Standardabweichungen aus Tabelle 6.4 ein Minimal- und ein Maximalwert für die Permeabilität bestimmen. Auch diese sind in Tabelle 6.4 gegeben.

Tabelle 6.3: Parameterwerte für das Permeabilitätsmodell (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

	Mittelwert	Standardabweichung
c (-)	55	-
C_1 (-)	$\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{16}{9 \cdot \pi \cdot \sqrt{2}} + \frac{16}{9 \cdot \pi \cdot \sqrt{6}} \right)$	-
$\varphi_{f,max}$ (-)	$\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\pi}{2 \cdot \sqrt{3}} \right)$	-
$\varphi_{f,makro}$ (%)	65.24	± 2.621
a_0 (mm)	2.1	± 0.219
b_0 (mm)	0.29	± 0.044
β (°)	42.5	± 2.5

Tabelle 6.4: Berechnete Werte für radiale K_{\perp} und axiale Permeabilität K_{zz} (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

	Radiale Permeabilität K_{\perp}	Axiale Permeabilität K_{zz}
Mittelwert	$9.3585 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$	$2.5280 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$
Minimalwert	$4.4764 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$	$1.3098 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$
Maximalwert	$2.3608 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$	$5.9832 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$

6.2 Experimentelle Validierung durch Tränkungsuntersuchungen

Um das entwickelte Tränkungsmodell zu validieren, sollen reale Schleuderversuche durchgeführt werden. Im Gegensatz zu Validierungsversuchen von (Koch 2017, S. 174) soll dabei auf das Öffnen des Schleuderwerkzeugs verzichtet werden, da die Identifikation der Fließfront durch Färbung der Matrix und das nachfolgende Ausmessen des Tränkungsfortschritts eine zu große Unsicherheit beinhaltet. Zudem ist beim Einsatz von niedrigviskosen Matrixsystemen unter Temperaturzufuhr eine weitere Verschiebung der Fließfront durch den Zeitverzug beim Ausspannen und Öffnen des Werkzeugs zu erwarten. Deshalb soll ein Sensor zur Identifikation der Fließfront im Überlappbereich in das Schleuderwerkzeug integriert werden. Eine schematische Darstellung dieses Ansatzes ist in Abbildung 6.7 gegeben.

Im Gegensatz zum VARI- oder RTM-Verfahren rotiert das Werkzeug im Prozess, sodass alle Komponenten des Sensorsystems wie Verstärker, Batterie und Datenspeicherung direkt in das Schleuderwerkzeug integriert werden müssen. Das resultierende Zusatzgewicht am

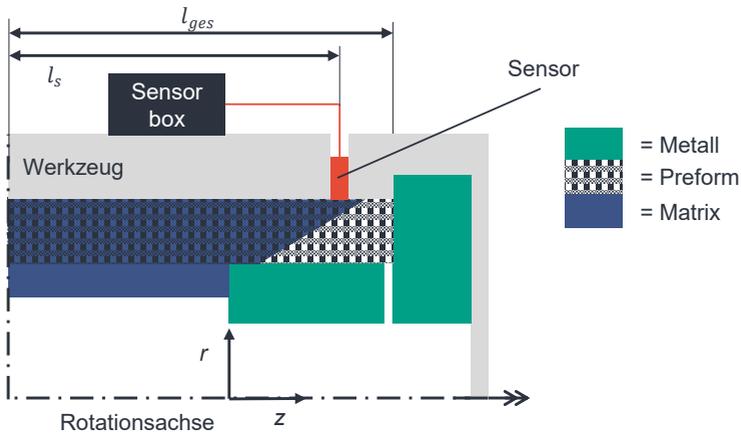


Abbildung 6.7: Schematische Darstellung der Sensorintegration im Schleuderwerkzeug (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Außendurchmesser wirkt sich negativ auf die Wuchtgüte des Werkzeugs aus. Um diesen Einfluss möglichst gering zu halten, wird deshalb das belastbarste Schleuderwerkzeug für die Validierungsversuche ausgewählt (siehe Abbildung 6.8). Zusätzlich werden auf der gegenüberliegenden Seite von Sensor und Komponenten Ausgleichsgewichte angebracht, um die durch den Sensor verursachte Unwucht auszugleichen. Somit können Vibrationen reduziert und Schädigungen an der Maschine oder das Lösen des Werkzeugs aus der Einspannung verhindert werden. Außerdem besitzt das Werkzeug mit dem großen Durchmesser von 80 mm den Vorteil, dass relativ hohe Tränkungsdrücke bei moderaten Drehzahlen erreicht werden können. Damit kann die Validierung bei geringeren Drehzahlen erfolgen und die Gefahr einer Schädigung der eingesetzten Sensorik reduziert sich.

Für die Sensorauswahl zur Detektion der Fließfront wurden Drucksensoren (Kistler 2022), Punktspannungssensoren (Danisman & Tuncol u. a. 2007) und kapazitive Sensoren (Rechner Sensors 2022) in Betracht gezogen. Beim Einsatz des RTM-Niederdrucksensors Typ 4001A der Firma (Kistler 2022) wurde festgestellt, dass die erreichten Schleuderdrücke für das Auslösen eines Signals am Drucksensor nicht ausreichend hoch sind. Die ersten Vorversuche mit Punktspannungssensoren wie sie in (Danisman & Tuncol u. a. 2007) beschrieben werden, zeigten vielversprechende Ergebnisse. Allerdings liegt der Nachteil dieser Sensoren darin, dass sie nicht kommerziell erhältlich sind, sondern mit einer Eigenkonstruktion hergestellt werden müssen. Deshalb wurde final ein kapazitiver Sensor der Serie 70-NPN von der Firma (Rechner Sensors 2022) ausgewählt und in das Werkzeug integriert (siehe Abbildung 6.8). Im

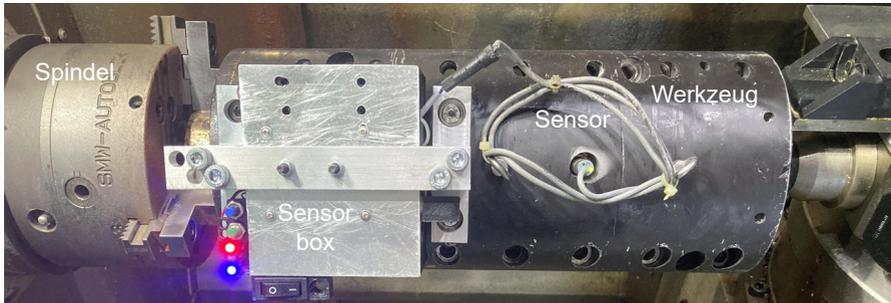


Abbildung 6.8: Schleuderwerkzeug mit eingebautem Sensor (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

kapazitiven Sensor ist ein Kondensator enthalten, der Kapazitätsänderung detektiert, wenn die Matrix die Sensoroberfläche berührt. Der Nachteil dieser kapazitiven Sensoren liegt darin, dass nur nicht-leitende Faserhalbzeuge, wie beispielsweise Glasfasern eingesetzt werden können. Für das vorliegende Ziel, die Validierung des numerischen Tränkungsmodells, ist dies kein Hindernis, da die späteren Bauteile ohnehin nicht mechanisch belastet werden sollen und deshalb kostengünstige Glasfasern eingesetzt werden können. Durch Vorversuche außerhalb des Schleuderwerkzeugs wird die Sensitivität des Sensors so eingestellt, dass dieser auslöst, wenn die Fließfront die Mitte der Sensorfläche erreicht.

Wie bereits beschrieben ist aufgrund der Rotationsbewegung keine kabelgebundene Energieversorgung umsetzbar. Deshalb wird der kapazitive Sensor über zwei in Reihe geschaltete 9V - Akkus mit Strom versorgt (siehe Abbildung 6.9). Für die Speicherung und Übertragung der Daten ist der Sensor mit einem Raspberry Pi 4 8GB Einplatinencomputer verbunden. Auch der Raspberry Pi wird von einem Akkupack mit 5V versorgt. Die Kapazität der verwendeten Akkus ist für die Zeitdauer der Experimente ausreichend groß und die Akkus können nach jedem Schleuderversuch wieder vollständig aufgeladen werden. Der Zugriff auf den Raspberry Pi erfolgt über eine w-lan Remoteverbindung. Dadurch können die Daten des kapazitiven Sensors in Echtzeit analysiert und ausgewertet werden. Aufgrund der kompakten Bauweise des Raspberry Pi lässt sich dieser zusammen mit den Akkus in eine kleine Sensorbox einbauen. Diese Sensorbox ist fest mit dem Schleuderwerkzeug verschraubt, sodass eine sichere Erfassung der Tränkungsfront ermöglicht wird (siehe Abbildung 6.8).

Die Validierung soll anhand eines Vergleichs der Daten des Tränkungsensors bei realen Schleuderversuchen und den numerischen Ergebnissen des Modells erfolgen. Dafür wird die Zeit, die benötigt wird bis die Fließfront den Sensor erreicht, gemessen. Diese ermittelte Zeit wird mit der dafür im numerischen Tränkungsmodell kalkulierten Zeit verglichen. Auf Basis

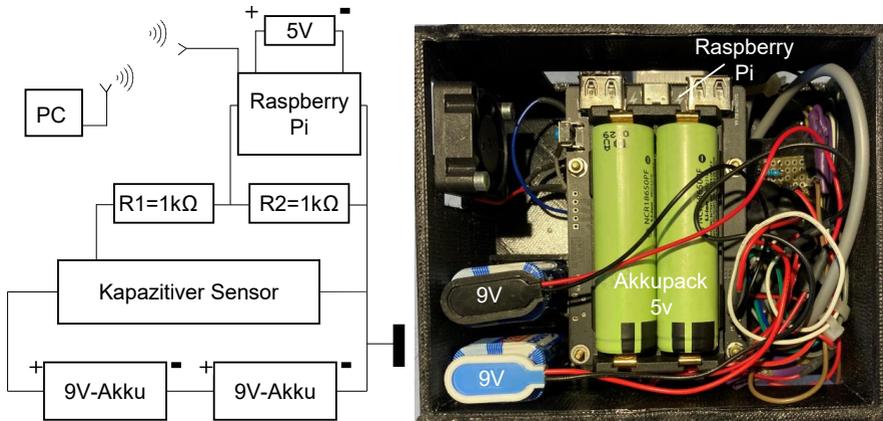


Abbildung 6.9: Entworfener Schaltplan und geöffnete Sensorbox (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

des Vergleichs kann eine Bewertung der Modellgüte vorgenommen werden. Zu diesem Zweck werden die Maße der verwendeten Bauteilgeometrie in das numerische Modell eingepflegt (siehe Abbildung 6.10). Die Dicke s des Laminats beträgt dabei 3 mm (siehe Abbildung 6.1). Zwischen Mittelpunkt des Werkzeugs und Sensor liegen 67,5 mm (siehe Abbildung 6.7). Somit muss die Fließfront in axialer Richtung 25 mm überwinden, bevor der Sensor ein Detektionssignal ausgibt.



(a) Fertiges Bauteil

Parameter	Wert	Einheit ()
Gesamtlänge l_{ges}	82.5	mm
Überlapplänge l_{ax}	40	mm
Restlänge l_r	42.5	mm
Laminatdicke s	3	mm
Innenradius r_i	37	mm
Außenradius r_0	40	mm
Abstand Sensor l_s	67.5	mm

(b) Abmaße der Bauteilgeometrie

Abbildung 6.10: Validierungsgeometrie des Schleuderbauteils (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

In Abbildung 6.11 ist ein exemplarisches Ergebnis der numerischen Tränkungs-simulation gezeigt. Für das vorliegende Simulationsergebnis wurde eine Temperatur von 60°C und eine Drehzahl von 1200 U/min vorgegeben. Im ersten Schritt bei $t = 0$ Sekunden befindet sich die blau gekennzeichnete Matrix noch im Ausgangszustand. Für $t > 0$ wird die Rotation gestartet.

Aus den Ergebnisdarstellungen ist ersichtlich, dass die radiale Tränkung entlang der r -Achse äußerst zügig abläuft und der radiale Fließbereich bereits bei $t=2$ Sekunden vollständig getränkt ist (siehe Abbildung 6.11b). Zeitgleich zur radialen Tränkung fließt auch schon ein geringer Anteil der Matrix in axialer Richtung entlang der z -Achse. Für $t=52$ Sekunden ist ungefähr die Hälfte des axialen Bereichs getränkt. Die Simulation zeigt ein Vorseilen der Fließfront an der äußeren Seite des Kavitätäsbereichs. Es kommt zur Entstehung einer geneigten Fließfront. Dieses Phänomen ist ein relevanter Unterschied im Vergleich zum Modell nach (Koch 2017), da im analytischen Modell eine homogene Fließfront vorausgesetzt wird. Die vollständige Tränkung des gesamten Preforms ist nach 300 Sekunden abgeschlossen. Anhand der numerischen Ergebnisse wird erwartet, dass die radiale Tränkung bei Laminatdicken von 3 mm wenige Sekunden benötigt (<2 Sekunden) und damit keinen entscheidenden Einfluss auf die Gesamtzeit des Tränkungs Vorgangs besitzt. Der signifikante Anteil der Tränkungs dauer kann deshalb auf die axiale Tränkung im Überlappbereich zurückgeführt werden.

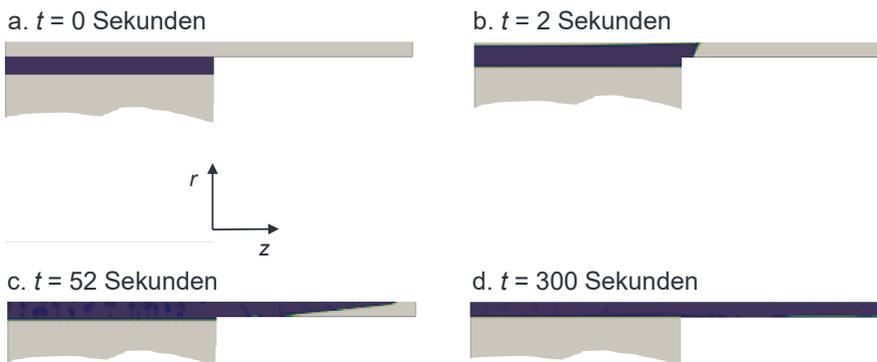


Abbildung 6.11: Tränkungsstadien bei einer Prozesstemperatur von $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ und einer Drehzahl von 1200 U/min (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Die Abbildung 6.12 zeigt den berechneten Tränkungsfortschritt für $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ Prozesstemperatur und 1200 U/min . Dieser Analyseparameter gibt den Anteil des getränkten Preforms an und kann Werte zwischen 0% - 100% annehmen. Bei einem Wert von 100% ist der gesamte Preform vollständig getränkt. Die Darstellung zeigt ähnlich wie in Abbildung 6.11, dass der erste Teil der Tränkung (radiale Tränkung) sehr schnell abläuft. Danach flacht die Kurve ab, was eine Reduktion der allgemeinen Tränkungsgeschwindigkeit darstellt. Es ist ersichtlich, dass besonders die letzte ungetränkte Stelle am äußeren Rand der Überlappung die größte Zeitdauer benötigt. Weiterhin zeigen die finalen Werte bei der verwendeten Parameterkonstellation einen Tränkungsfortschritt von leicht unter 100% . Dieses Ergebnis ist darauf zurückzuführen, dass in der Simulation ohne einen Matrixüberschuss gerechnet wurde. Der

Umstand stimmt mit Beobachtungen in realen Schleuderversuchen überein, die zeigen, dass immer ein geringer Matrixüberschuss verwendet werden sollte, um eine komplette Tränkung des Bauteils zu gewährleisten. Zudem besitzt ein geringer Matrixüberschuss den Vorteil, eine glatte Oberfläche an der Innenseite des Laminats zu erzeugen (Koch 2017, S. 159).

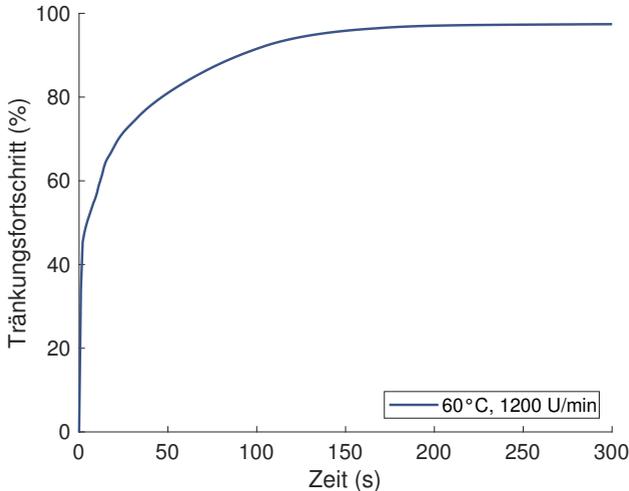


Abbildung 6.12: Tränkungsfortschritt in Abhängigkeit der Zeit für 60 °C Prozesstemperatur und 1200 U/min (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Auch der Druckwert kann aus den Simulationsdaten ausgelesen werden. In Abbildung 6.13 wird der Verlauf des Drucks an der Position des kapazitiven Tränkungssensors dargestellt. Der Druckwert bleibt nach dem Start der Rotation vorerst konstant bei einem Umgebungsdruck von 1 bar, bis er bei ca. 25 Sekunden sprunghaft ansteigt. Zu diesem Zeitpunkt erreicht die Matrix in der Simulation die Position des Sensors. Im weiteren Zeitverlauf steigt der Druck weiter bis zu einem Maximaldruck von 1.02 bar an. Um einen Vergleich zwischen experimentellen Schleuderversuchen und Simulation zu ziehen, werden die Zeit bis zum Druckanstieg in der Simulation und die Zeit bis zum Erreichen des Sensors im Schleuderversuch miteinander verglichen. Da die Validierung des Modells nicht nur an einer einzelnen Parameterkonstellation durchgeführt werden soll, werden vier verschiedene Konfigurationen definiert (siehe Tabelle 6.5). Aufgrund der nur mit erheblichem Aufwand veränderbaren Werkzeuggeometrie, sollen ausschließlich Temperatur und Drehzahl variiert werden. Es werden Temperaturen von 60 °C und 80 °C, sowie Drehzahlen von 800 U/min und 1200 U/min ausgewählt. Für jede Konfiguration werden jeweils vier Schleuderversuche durchgeführt. Die Durchführung der Schleuderversuche wird in Anlehnung an die Beschreibung in Abschnitt 4.3 umgesetzt.

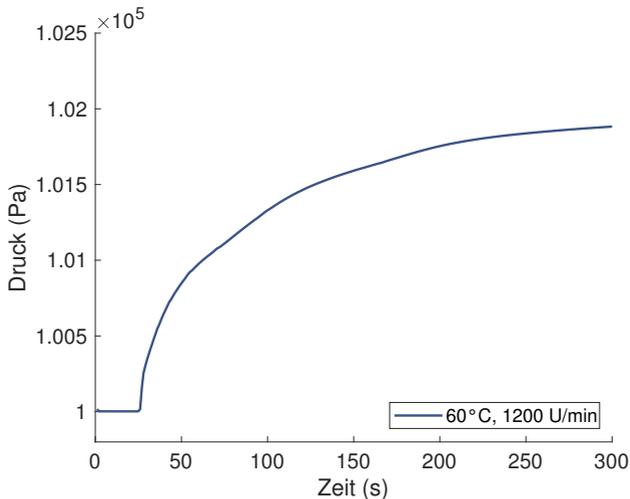


Abbildung 6.13: Tränkungsdruck in Abhängigkeit der Zeit für 60 °C Prozesstemperatur und 1200 U/min (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Tabelle 6.5: Ausgewählte Parameterkonfigurationen für die Validierung des numerischen Tränkungsmodells (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Konfiguration	Temperatur (°C)	Drehzahl (U/min)	Anzahl Versuche
1	60	800	4
2	60	1200	4
3	80	800	4
4	80	1200	4

Im Unterschied zu vorherigen Schleuderversuchen werden dabei für die Preforms Flecht-schläuche aus Glasfaser eingesetzt. Zudem wird die Vorheiztemperatur des Werkzeugs der jeweiligen Prozesstemperatur angepasst. Auch Harz und Härter werden individuell vorgewärmt und nach dem manuellen Mischen möglichst schnell in das Werkzeug eingefüllt. Für das Mischen bis zum Start der Maschine werden ungefähr 30 Sekunden benötigt, in denen die Matrix anfängt auszuhärten. Diese Zeitdauer wird auch im Modell hinterlegt, bevor die Rotation gestartet wird. Aufgrund der großen Masse des Werkzeugs wird auf die Verwendung von Infrarotstrahlen verzichtet, da angenommen wird, dass die Werkzeugmasse ausreichend groß ist, um eine konstante Temperatur der Matrix bis zum Erreichen des Tränkungsensors zu gewährleisten. Verwendete Materialien und Prozessparameter für die Validierungsversuche können der Tabelle 6.6 entnommen werden. Alle Versuche werden im Rahmen der Abschlussarbeit von (A_Sturm 2021) durchgeführt.

Tabelle 6.6: Eingesetzte Materialien und gewählte Prozessparameter (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Materialien und Prozessparameter	Beschreibung
Anzahl an Faserlagen	7
Faserart	Glasfasern (Bacuplast 2021)
Binderpulver	EPIKOTE 05390 (Hexion 2022)
Temperatur	60 °C und 80 °C
Vorwärmzeit	1 Stunde
Matrix	(Sicomín 2014)
Matrixmenge	108,4 g
Drehzahlen	800 U/min und 1200 U/min
Zeit für das Mischen und Starten der Maschine	≈ 30 s

Wie jeder Fertigungsprozess besitzt auch das Schleuderverfahren gewisse Prozessabweichungen. Diese können entweder auf die verwendeten Materialien oder einzelne Prozessabläufe zurückgeführt werden. Für den betrachteten Anwendungsfall besitzt beispielsweise die Permeabilität des Preforms einen großen Einfluss auf die Tränkungszeit. Die minimalen und maximalen Werte für radiale und axiale Permeabilität (siehe Tabelle 6.4) stellen deshalb eine obere und eine untere Grenze der Materialabweichung dar. Ähnlich verhält es sich für die Prozesstemperatur und die Zeit, welche für das Mischen der Matrix und den Start des Schleudervorgangs benötigt wird. Auch bei diesen Prozessparametern können Abweichungen auftreten, die Einfluss auf die spätere Tränkungszeit besitzen. Es werden Abweichungen der Prozesstemperatur von $\pm 3\text{ °C}$ und Zeitschwankungen bis zum Start der Rotation von ± 3 Sekunden angenommen. Je nach Art der Abweichung kann die Tränkungszeit entweder reduziert oder erhöht werden. Deshalb bietet es sich an, die jeweiligen Abweichungen in eine untere Grenze (schnellste Tränkung) und eine obere Grenze (langsamste Tränkung) einzuteilen. Die Grenzen mit den dazugehörigen Werten sind in Tabelle 6.7 gegeben. Für den späteren Vergleich zwischen Simulation und Experiment sind die Grenzwerte insofern wichtig, als dass sich daraus ein Zeitbereich berechnen lässt, in dem die gemessenen Tränkungszeiten erwartet werden.

Tabelle 6.7: Untere und obere Grenzen für die Simulation (Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

	Untere Grenze (schnellere Tränkung)	Obere Grenze (langsamere Tränkung)
Temperatur	+3 °C	-3 °C
Start der Rotation	-3 s	+3 s
Radiale Permeabilität	$2.36 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$	$4.48 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$
Axiale Permeabilität	$5.98 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$	$1.31 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$

In Abbildung 6.14 ist der Vergleich von Simulation und Experiment gezeigt. Auf der x -Achse sind die verschiedenen Konfigurationen 1 - 4 dargestellt. Die y -Achse gibt die Tränkungszeit bis zum Erreichen des Sensors an. Für die einzelnen Konfigurationen werden jeweils die gemessenen Mittelwerte der Zeit bis zum Erreichen des Sensors und die dazugehörigen Standardabweichung angegeben. Diese experimentellen Ergebnisse werden den Simulationsergebnissen gegenübergestellt. Die Simulationsergebnisse umfassen dabei den mit den Mittelwerten (siehe Tabelle 6.4) berechneten Erwartungswert für die Zeit bis zum Erreichen des Sensors sowie eine untere und eine obere Grenze für die Zeitdauer, welche mit den Werten aus Tabelle 6.7 berechnet wurde.

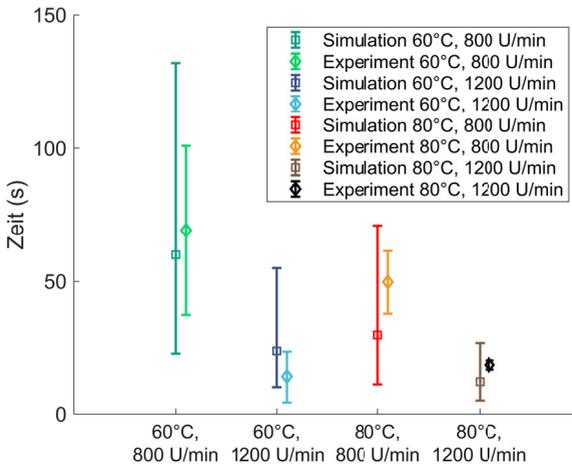


Abbildung 6.14: Vergleich von simulierten und gemessenen Zeiten bis zum Erreichen des Sensors (A_Sturm 2021; Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Wie anzunehmen benötigt Konfiguration 1 mit 60°C und 800 U/min die längste Zeitdauer bis zum Erreichen des Sensors. Der Mittelwert der Schleuderversuche liegt nur marginal höher als die in der Simulation berechnete Zeitdauer. Auch die Standardabweichung der Experimente liegt innerhalb der berechneten oberen und unteren Grenzen der Simulation. Konfiguration 2 mit 60°C und 1200 U/min zeigt eine geringere Zeitdauer bis zum Erreichen des Sensors. Aufgrund der höheren Drehzahl und der damit größeren Zentrifugalkraft ist die Reduktion der Zeitdauer im Vergleich zu Konfiguration 1 nachvollziehbar. Der gemessene Mittelwert von Konfiguration 2 liegt innerhalb der simulierten Grenzen. Allerdings liegt die untere Standardabweichung von Konfiguration 2 leicht unterhalb der berechneten Simulationsgrenze. Bei Konfiguration 3 wird wie bei Konfiguration 1 eine Drehzahl von 800

U/min gewählt. Jedoch wird die Temperatur auf 80°C erhöht. In der Folge reduziert sich bei Konfiguration 3 im Vergleich zu Konfiguration 1 die Zeit bis zum Erreichen des Sensors. Dies kann mit der niedrigeren Viskosität der Matrix erklärt werden. Die berechnete Zeit für Konfiguration 3 liegt etwas unterhalb des gemessenen Mittelwerts. Auch bei Konfiguration 3 liegen die Standardabweichungen innerhalb der simulierten Grenzen. Für Konfiguration 4 mit 80°C und 1200 U/min werden die schnellsten Tränkungszeiten für das Erreichen des Sensors in der Simulation berechnet. Auch hier liegen die im Schleuderversuch gemessenen Zeiten innerhalb der simulierten Grenzen. Allerdings liegt der im Experiment gemessene Mittelwert von Konfiguration 4 leicht über dem Mittelwert von Konfiguration 2. Aufgrund der höheren Temperatur von 80°C im Vergleich zu 60°C wären schnellere Zeiten zu erwarten gewesen. Allgemein sind aber die gemessenen Zeiten bei 1200 U/min sehr gering, sodass kleinere Abweichungen bei der Versuchsdurchführung bei dieser Parameterkonstellation einen größeren Einfluss auf das Ergebnis ausüben.

Insgesamt liegt die Abweichung der berechneten Zeiten bei der Simulation und der gemessenen Mittelwerte nur zwischen 6 - 20 Sekunden. Bis auf Konfiguration 2 liegen alle gemessenen Standardabweichungen innerhalb der berechneten Zeitspanne zwischen oberer und unterer Schranke. Deshalb kann das aufgestellte Tränkungsmodell als ausreichend valide hinsichtlich der Tränkungsrechnung bezeichnet werden. Darüber hinaus zeigen die Untersuchungen wie erwartet, dass sowohl mit einer Erhöhung der Drehzahl, als auch mit einer Steigerung der Temperatur, geringere Tränkungszeiten erreicht werden können. Im betrachteten Anwendungsfall besitzt die Drehzahlerhöhung um 400 U/min einen größeren Reduktionseffekt als die Temperaturerhöhung um 20°C.

6.3 Anwendung auf formschlüssige Geometrien

Ein Vorteil des numerischen Tränkungsmodells im Vergleich zum analytischen Modell ist, dass auch komplexe Bauteilgeometrien analysiert werden können. Zusätzlich kann auf Basis des Aushärtgrads α der Zeitpunkt für eine taktzeitoptimale Entformung bestimmt werden. Diese beiden Aspekte sollen im vorliegenden Kapitel anhand der in Unterabschnitt 5.3.1 optimierten Bauteilgeometrie demonstriert werden.

Dazu wird in einem ersten Schritt die optimierte Formschlussgeometrie als Simulationsnetz in OpenFOAM aufgebaut. Für die drei Lagen mit den unterschiedlichen Faserorientierungen $\pm 30^\circ$, $\pm 15^\circ$ und $\pm 60^\circ$ werden einzelne Schichten erstellt, die das Gesamtnetz bilden. Das Ergebnis ist in Abbildung 6.15 gezeigt.

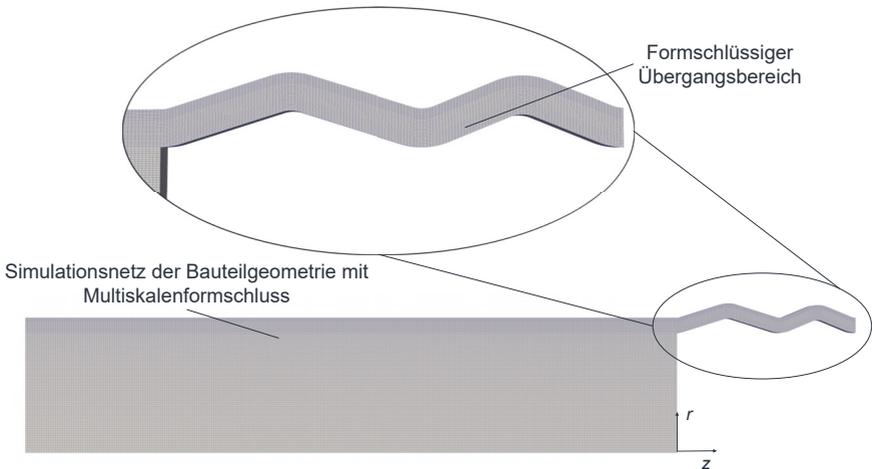


Abbildung 6.15: Aufbau des Simulationsnetzes mit formschlüssigen Wellenschultern

Im Gegensatz zu vorherigen Untersuchungen (vgl. Abschnitt 6.2) soll in der aktuellen Analyse das Potenzial des Schleuderverfahrens in Bezug auf geringe Taktzeiten betrachtet werden. Deshalb wird eine Prozesstemperatur von $110\text{ }^{\circ}\text{C}$ festgelegt. Diese wird durch eine ausreichend lange Vorwärmdauer des Werkzeugs und pyrometergeregelter IR-Strahler sichergestellt. Für die angestrebten Experimente kommt zudem das kompakte Schleuderwerkzeug aus Unterabschnitt 5.3.1 zum Einsatz. Auf die Messsensorik mit Tränkungsensoren kann hierbei verzichtet werden, da das numerische Modell diesbezüglich schon in Abschnitt 6.2 bewertet wurde. In der Folge kann das Schleuderwerkzeug aufgrund der geringeren Unwucht mit Drehzahlen von 3000 U/min betrieben werden. Hinsichtlich der eingesetzten Faserhalbzeuge und der Matrix werden keine Änderungen zu der Bauteilherstellung in Unterabschnitt 5.3.2 vorgenommen. Für Kinetikmodell, Viskositätsmodell und Permeabilität werden die Parameter aus Abschnitt 6.1 übernommen.

Die Ergebnisse der Tränkungs simulation für die genannten Randbedingungen sind in Abbildung 6.16 gezeigt. Bei der hohen Temperatur von $110\text{ }^{\circ}\text{C}$ und der schnellen Drehzahl von 3000 U/min , läuft die Tränkung des trockenen Faserpreforms extrem schnell ab. Schon nach einer Sekunde ist die komplette Radialtränkung abgeschlossen. Auch die Tränkung des formschlüssigen Überlappbereichs mit den Wellenschultern benötigt nur wenige Sekunden. In Abbildung 6.16d ist sichtbar, dass bei $t = 3$ Sekunden lediglich noch ein ganz geringer Abschnitt des äußeren Preformbereichs getränkt werden muss. Insgesamt ist der Faserpreform in weniger als fünf Sekunden vollständig getränkt.

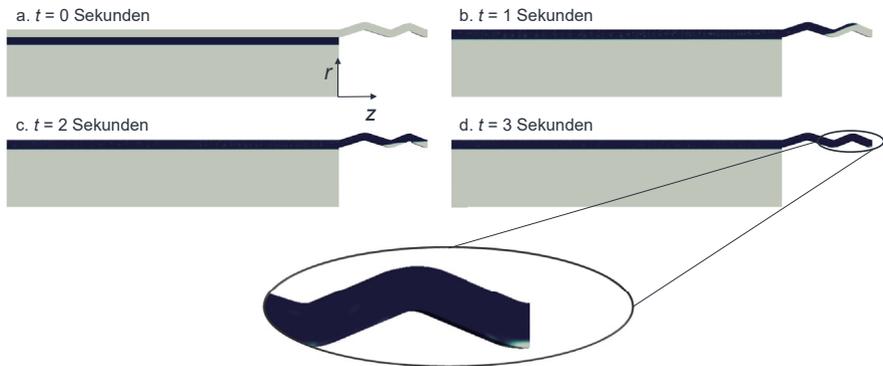


Abbildung 6.16: Tränkungs-schritte bei einer Prozesstemperatur von 110 °C und einer Drehzahl von 3000 U/min

Die Ergebnisse prognostizieren, dass auch eine Geometrie mit einem axialen Formschluss ausreichend getränkt werden kann und es zu keinem Auftreten von Trockenstellen kommt. Allerdings ist zu beachten, dass für die Simulation verschiedene Vereinfachungen getroffen wurden, die so in der Realität nicht zutreffen. So wird beispielsweise die Matrix bei den Tränkungsversuchen per Hand oder Injektionseinheit injiziert und liegt nicht wie in der Simulation direkt vor dem Preform an. Der Prozess der automatisierten Injektion benötigt je nach Matrixvolumen eine gewisse Zeitdauer und die Matrix fließt bei der Injektion aufgrund der Schwerkraft erst einmal nach unten in das Werkzeug, bevor sie durch die Rotationsbewegung gleichmäßig verteilt wird. Letztendlich wird erwartet, dass die Tränkung in realen Schleuderversuchen aufgrund dieser Aspekte etwas länger als die in der Simulation berechnete Zeitdauer benötigt. Trotzdem sind die Ergebnisse sehr aufschlussreich, denn es zeigt sich, dass bei hohen Temperaturen und Drehzahlen die Tränkungszeiten im Sekundenbereich liegen. Zudem können topologieoptimierte Bauteile auf ihre Tränkbarkeit hin untersucht werden.

Mit dieser Erkenntnis wird der Aushärtegrad α des numerischen Modells umso wichtiger, da anhand α bestimmt werden kann, ab welchem Zeitpunkt das geschleuderte Bauteil entformt werden darf. Bei einer zu frühen Entformung ist die Matrix noch nicht vollständig ausgehärtet und die Grenzschicht zwischen FKV und Metall oder die FKV-Struktur selbst kann geschädigt werden. Wird das Bauteil dagegen länger als notwendig geschleudert, kommt es zur einer Verschwendung wertvoller Produktionszeit und die Wirtschaftlichkeit des Produktionsverfahrens leidet. Leider kann der Aushärtegrad mit konventionellen Messgeräten aufgrund der Rotationsbewegung nicht direkt im Schleuderverfahren gemessen und der numerischen

Berechnung gegenüber gestellt werden. Deshalb werden Versuche durchgeführt, bei denen der Schleuderprozess zu definierten Zeitpunkten abgebrochen und das Werkzeug möglichst schnell geöffnet wird. In Abbildung 6.17 ist der simulierte Aushärtegrad α den Aufnahmen des geöffneten Schleuderwerkzeugs gegenübergestellt. Die Zeitmessung wird gestartet, sobald die Injektionseinheit mit der Förderung der Matrix durch einen Einwegmischer in das rotierende Schleuderwerkzeug beginnt. Dieser Vorgang benötigt 30 Sekunden. Nach den festgelegten Zeitdauern 2, 4 und 6 Minuten wird der Schleuderprozess gestoppt und das Werkzeug geöffnet. Für die Werkzeugöffnung nach Stopp der Maschine bis zur Aufnahme des Bildes verstreichen ungefähr 2 Minuten. Das Öffnen erfolgt bei Umgebungsbedingungen, sodass keine weitere Wärme zugeführt wird.

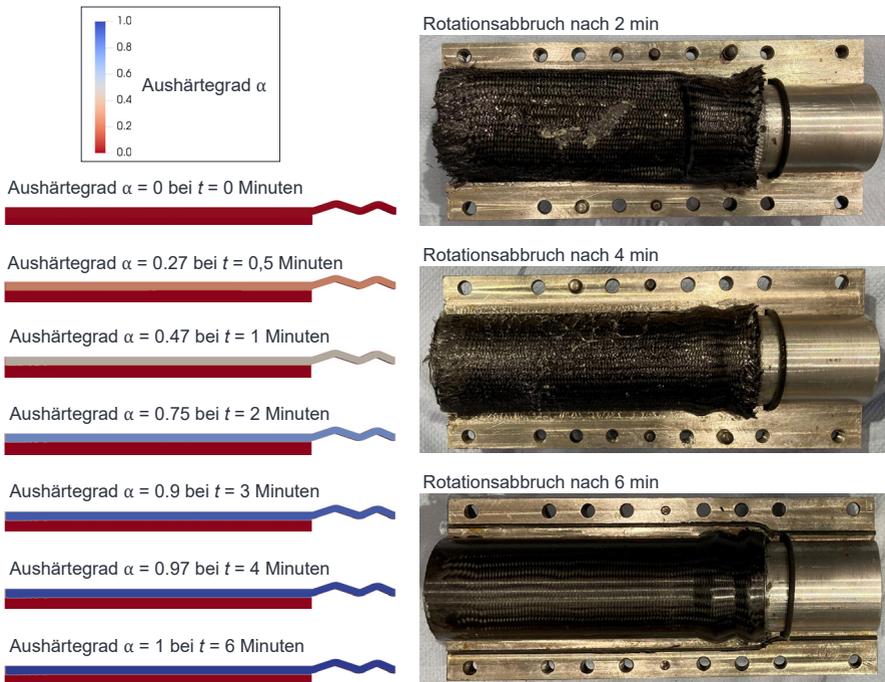


Abbildung 6.17: Gegenüberstellung des Aushärtegrads α mit Aufnahmen des geöffneten Schleuderwerkzeugs nach 2, 4 und 6 Minuten bei einer Temperatur von 110 °C

Mit dem Wissen, dass im realen Versuch im Gegensatz zur Simulation die Matrix sukzessive über 30 Sekunden zugeführt wird und nach Abbruch der Rotation keine Wärme mehr

zugeführt wird, lassen sich die simulierten Zustände mit den Aufnahmen nach Rotationsabbruch qualitativ vergleichen. Dabei muss beachtet werden, dass das Werkzeug selbst ohne Wärmezufuhr noch eine hohe Temperatur während des Öffnens besitzt. Die Aufnahmen des geöffneten Werkzeugs zeigen demnach einen zeitlichen Zustand, der geringfügig über dem des Rotationsabbruchs liegt.

Der Vergleich von simulierten Werten für α mit den Aufnahmen des geöffneten Werkzeugs zeigt eine ausreichend gute Übereinstimmung von numerischem Modell und Experiment. Es ist ersichtlich, dass bei der Öffnung des Werkzeugs nach 2 Minuten die Matrix noch flüssig ist. Der getränkte Preform kann noch mit Hilfe eines Holzspachtels verformt werden. Bei dem Rotationsabbruch nach 4 Minuten ist eine Verformung des getränkten Preforms nicht mehr möglich. Trotzdem ist die Matrix noch nicht vollständig ausgehärtet und zieht Fäden beim Öffnen der beiden Werkzeughälften. Die dritte Aufnahme nach einem Schleuderabbruch bei 6 Minuten zeigt eine vollständig ausgehärtete FKV-Metall-Zugstange.

Anhand der Ergebnisse ist belegt, dass das numerische Modell auch den Aushärtegrad α mit einer ausreichenden Genauigkeit abbildet. In der Folge kann damit die optimale Zeit für den Stopp des Schleudervorgangs und die Entformung ermittelt werden. Zusätzlich konnte gezeigt werden, dass mit ausreichend hohen Temperaturen und Drehzahlen eine Taktzeit für Injektion, Tränkung und Aushärtung im Bereich von 6 Minuten erreichbar ist. Bei einer weiteren Temperaturerhöhung oder der Wahl eines noch schneller aushärtenden Matrixsystems kann die Aushärtezeit realistischerweise noch weiter reduziert werden.

Fazit

Das numerische Tränkungsmodell wurde hinsichtlich Aushärtegrad, Viskosität und Permeabilität an die im Schleuderverfahren verwendeten Halbzeuge und Prozessparameter angepasst. Es zeigt eine gute Prognosegüte bezüglich der Tränkung des trockenen Faserpreforms mit Matrix und dem Aushärtegrad α . Durch die Anwendung des Modells können Tränkungs- und Aushärtezeit berechnet werden. Zudem konnte anhand formschlüssiger FKV-Metall-Bauteile sowohl numerisch als auch experimentell dargelegt werden, dass die Taktzeit für Injektion, Tränkung und Aushärtung bei ausreichend hoher Prozesstemperatur und Drehzahlen im einstelligen Minutenbereich liegen kann.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Aufgrund der zunehmenden Einflüsse des Klimawandels wird vermehrt nach Lösungskonzepten gesucht, um den Ausstoß klimaschädlicher Treibhausgase zu reduzieren. Eine Möglichkeit ist der Einsatz von Leichtbaukomponenten, durch die bei bewegten Systemen Energie während der Nutzungsphase eingespart werden kann. Potenzial bieten dabei hybride Zug-Druck-Stangen oder Antriebswellen aus Faser-Kunststoff-Verbunden mit metallischen Funktions- oder Lasteinleitungselementen. Entsprechende Komponenten können entweder durch Wickel-, Pultrusions-, Resin-Transfer-Moulding-, Schlauchblas- oder Schleuderverfahren hergestellt werden. In Kapitel 2 werden diese Produktionsverfahren vorgestellt und miteinander verglichen. Besonders großes Potenzial besitzt das von (Koch 2017) entwickelte Schleuderverfahren zur intrinsischen Herstellung von hybriden FKV-Metall-Bauteilen mit Duroplastmatrix und Endlosfaserverstärkung. Bei der intrinsischen Hybridisierung werden Faser-Kunststoff-Verbund und Metall im urformenden Herstellungsschritt verbunden, ohne dass nachgeschaltete Fügeprozesse wie Schrauben, Nieten oder Kleben erforderlich sind. Bislang wurde nur die allgemeine Machbarkeit des intrinsischen Schleuderverfahrens nachgewiesen, sodass die mechanischen Festigkeiten der Hybridverbindungen und die erreichbaren Taktzeiten für Tränkung des Preforms und Aushärtung der Matrix unbekannt sind.

Um diesen bestehenden Defiziten zu begegnen, wird in Kapitel 3 ein Lösungsansatz formuliert. Dieser umfasst die mechanische Charakterisierung geschleuderter FKV-Metall-Hybridbauteile und den anschließenden Aufbau von Finite-Element-Modellen zur belastungsgerechten Optimierung der Lasteinleitung. Da auch komplexe Bauteilgeometrien hinsichtlich der Tränkungs- und Aushärtvorgänge analysiert werden sollen, beinhaltet der Lösungsansatz auch die Erarbeitung eines numerischen Tränkungsmodells.

In Kapitel 4 werden deshalb nach der Definition einer Anwendungskomponente und der Auswahl geeigneter Oberflächenbehandlungen erste Charakterisierungen geschleuderter FKV-Metall-Zugstangen anhand mechanischer Zugprüfungen vorgestellt. Die Prüfkörper werden dabei in stoff- und formschlüssige Hybridbauteile unterteilt. Es zeigt sich, dass mit Oberflächenbehandlungen wie Sandstrahlen oder Lichtbogenspritzen die Verbindungsfestigkeiten der stoffschlüssigen Bauteile erheblich gesteigert werden können. Allgemein zeigen stoffschlüssige Verbindungen mit geeigneten Oberflächenbehandlungen eine hohe

Verbindungsfestigkeit von bis zu 34 MPa. Die formschlüssigen Bauteile zeigen hingegen eine etwas geringere Verbindungsfestigkeit, dafür aber eine gute Energieabsorption im Versagensprozess, welche für Crashanwendungen von Interesse sein kann. Bei formschlüssigen Bauteilen kann besonders mit einem Multiskalenformschluss auf der Makro- und Mesoskala im Vergleich zu anderen Formschlussarten ein festigkeitssteigernder Einfluss festgestellt werden.

Auf Basis dieser Erkenntnisse werden in Kapitel 5 stoff- sowie formschlüssige Verbindungen mit Finite-Element-Modellen optimiert. Bei stoffschlüssigen Bauteilen zeigen sich dabei die Integration einer Klebfuge und das Verrunden des metallischen Lasteinleitungselements als wirksame Maßnahmen, um die Spannungsspitzen am Ende der Überlappverbindung zu reduzieren und die Festigkeit der Verbindung dadurch zu steigern. Nicht zu vernachlässigen ist dabei die Faserorientierung, welche einerseits eine hohe Steifigkeit in Belastungsrichtung gewährleisten sollte, andererseits so ausgewählt werden sollte, dass zwischen FKV und Metall keine thermischen Zugspannungen beim Abkühlen entstehen. Auch formschlüssige Verbindungen können mittels Optimierungsalgorithmen deutlich in der Festigkeit gesteigert werden. Als zielführend hat sich dabei der Einsatz von geometrieroptimierten Lasteinleitungselementen mit Multiskalenformschluss erwiesen.

Um sicherzustellen, dass diese optimierten Bauteilgeometrien ausreichend mit Matrix getränkt und taktzeitoptimal entformt werden können, wird ein numerisches Tränkungsmodell aufgebaut und in Kapitel 6 präsentiert. Für die numerische Berechnung müssen der Aushärtegrad, die Viskosität und die Permeabilität der Faserhalbzeuge modelliert werden. Dafür werden geeignete Modelle ausgewählt und an die eingesetzten Materialien und gewählten Prozessparameter angepasst. Die Validierung hinsichtlich des Tränkungsfortschritts der Matrix erfolgt mit einem in das Schleuderwerkzeug integrierten kapazitiven Sensor. Vergleiche zwischen gemessenen und berechneten Werten zeigen eine gute Genauigkeit des entwickelten Modells. Im Anschluss wird die Funktionalität bei formschlüssigen Geometrien am Aushärtegrad nachgewiesen. Die Untersuchungen belegen, dass bei hohen Prozesstemperaturen und Drehzahlen für die gewählten Geometrien mit komplexen Hinterschnitten, Taktzeiten für Trängung und Aushärtung im einstelligen Minutenbereich erzielt werden können.

7.1 Zusammenfassung der Gestaltungsempfehlungen für geschleuderte FKV-Metall-Hybridbauteile

Bei der Auslegung von geschleuderten FKV-Metall-Bauteilen sollte zuerst geklärt werden, ob eine stoff- oder eine formschlüssige Verbindung zu bevorzugen ist. Ein Stoffschluss

bietet hohe Verbindungsfestigkeiten bei Zugbelastung. Allerdings sind die Festigkeiten der geschleuderten Verbindungen bei Dauerbelastung, hohen Temperaturschwankungen oder aggressiven Umgebungsbedingungen noch nicht abschließend erforscht. Formschlüssige Verbindungen besitzen dagegen selbst nach dem Erstversagen des Laminats noch eine gewisse Resttragfähigkeit und absorbieren Energie im weiteren Versagensverlauf. Es ist anzunehmen, dass die formschlüssigen Verbindungen weniger sensibel auf Temperaturschwankungen oder aggressive Umgebungsbedingungen reagieren als stoffschlüssige Verbindungen. Allgemein steigen jedoch im Falle eines Formschlusses der Aufwand hinsichtlich des Preformings und die Kosten für die Herstellung des Lasteinleitungselements. Die Forschungsergebnisse zeigen, dass mit einem Multiskalenformschuss auf Makro- und Mesoskala die besten Verbindungsfestigkeitsergebnisse erzielt werden können. Für die Herstellung dieser strukturierten Lasteinleitungselemente bietet sich bei kleinen Serien die 3D-Drucktechnologie an. Bei größeren Serien kann durch eine Kombination aus Außenhochdruck- und Innenhochdruckverfahren eine höhere Wirtschaftlichkeit erzielt werden.

Im Gegensatz zu formschlüssigen Verbindungen kann bei stoffschlüssigen FKV-Metall-Schleuderbauteilen das Lasteinleitungselement sowohl außen- als auch innenliegend vom Laminat platziert werden. Dabei sollte der zur Verfügung stehende Bauraum und die spätere Anwendung berücksichtigt werden. Zudem wirken sich thermische Druckspannungen nach dem Aushärten zwischen FKV und Metall festigkeitssteigernd und Zugspannungen festigkeitsmindernd aus. Noch entscheidender ist die Steifigkeit in Belastungsrichtung. Diese sollte bei den stoffschlüssigen Verbindungen möglichst hoch liegen. In Abhängigkeit der verwendeten Werkstoffe und der genannten Aspekte kann die Faserorientierung und der Lagenaufbau festgelegt werden. Darüber hinaus lassen sich durch Klebkehlen, Verrundungen von Ecken der Lasteinleitungselemente oder Schäftungen die Spannungsspitzen am Ende der Überlappverbindungen reduzieren.

Ein weiterer wichtiger Aspekt bei stoffschlüssigen Verbindungen sind geeignete Oberflächenbehandlungen der metallischen Funktionselemente. Ähnlich wie beim Kleben kann durch eine Vergrößerung der Oberfläche durch mechanische Verfahren die Festigkeit der Verbindung gesteigert werden. Mit einer einfachen Sandstrahlbehandlung lässt sich schon eine hohe Steigerung der Festigkeiten erzielen. Für höhere Oberflächenrauheiten und noch bessere Ergebnisse kann das Lichtbogenspritzen empfohlen werden.

Im Zuge der Werkzeugherstellung muss sichergestellt werden, dass die metallischen Funktionselemente im späteren Schleuderprozess präzise zueinander ausgerichtet sind, da Parallel- und Winkelversätze die Festigkeit der FKV-Metall-Verbindung beträchtlich reduzieren. Zusätzlich bedarf es äußerst glatter Oberflächen, um die geschleuderten Bauteile ohne großen

Aufwand entformen zu können. Überdies sollte durch geeignete Dichtkonzepte verhindert werden, dass Matrix austritt und Trockenstellen im Laminat entstehen oder Funktionselemente durch die Matrix verschmutzt werden.

In der vorliegenden Arbeit konnte belegt werden, dass die Vorteile einer Fertigung mit hohen Prozesstemperaturen stark überwiegen. Es ergeben sich geringe Viskositäten, die eine schnelle Tränkung und eine gute Benetzung der Oberfläche zur Folge haben. Zudem läuft die Aushärtreaktion bei hohen Temperaturen schneller ab, sodass die Produktivität des Verfahrens steigt. Der einzige Aspekt, der dabei berücksichtigt werden muss, ist die schon angesprochen Ausbildung von Spannungen zwischen FKV und Metall aufgrund unterschiedlicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten.

Um eine ausreichende Tränkung zu gewährleisten, wird empfohlen immer mit einem geringen Matrixüberschuss zu arbeiten. So wird sichergestellt, dass auch bei einer Axialtränkung ausreichend Druck aufgebaut wird, um Grenzflächen vollständig zu benetzen. Zudem entsteht durch den geringen Überschuss eine sehr glatte versiegelte Oberfläche, welche die Fasern vor Umgebungseinflüssen schützt und einen geringen Reibwert aufweist. Außerdem sollte bei der Matrixauswahl darauf geachtet werden, dass diese eine gute Haftung an metallischen Werkstoffen besitzt, um bei stoffschlüssigen Verbindungen hohe Festigkeiten zu erzielen.

7.2 Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurden sowohl für stoff- als auch für formschlüssige FKV-Metall-Bauteile hohe Verbindungsfestigkeiten bei quasistatischen Zugprüfungen nachgewiesen. Für den industriellen Einsatz ist vor allem die Dauerbelastbarkeit bei vorgegebenen Umgebungsbedingungen von großer Bedeutung. Zukünftige Arbeiten sollten deshalb den Fokus auf die Ermittlung von Dauerfestigkeiten bei wechselnden Belastungen und unterschiedlich hohen und niedrigen Einsatztemperaturen sowie aggressiven Umwelteinflüssen wie beispielsweise Salzwasser und hohe Luftfeuchtigkeit legen, um durch diese Nachweise die Akzeptanz für geschleuderte Bauteile zu erhöhen.

Ein bislang nicht untersuchter Parameter ist die Wuchtgüte der geschleuderten Hybridwellen und die Koaxialität der Lagerstellen. Gerade hinsichtlich des Einsatzes als Antriebswelle ist dieser Wert von großer Relevanz für die spätere Anwendung. In diesem Zusammenhang sollte zudem das weitere Potenzial der Funktionsintegration durch das Schleuderverfahren geprüft werden. Im Rahmen des Projekts ProTrakt (Hoffmann 2021b) konnten hier bereits vielversprechende Ansätze erarbeitet werden, was das intrinsische Anbinden von Blechpaketen für eine E-Rotorwelle angeht.

Auch beim Einsatz von metallischen Lasteinleitungselementen bedarf es noch weiterer Forschung. So ist denkbar, Lasteinleitungselemente mit Pin-Strukturen im Schleuderverfahren einzusetzen und so die Verbindungsfestigkeit noch weiter zu erhöhen. Darüber hinaus könnten beim Einsatz von 3D-gedruckten Lasteinleitungselementen die Möglichkeiten dieses Verfahrens noch weiter ausgereizt werden. Durch den 3D-Druck kann jedes Strukturelement der Oberfläche ohne großen Aufwand in der Herstellung individuell angepasst werden. Damit ließen sich gestufte Krafteinleitungen herstellen, bei denen die Strukturelemente im Bereich hoher Spannungen kleiner und im Bereich niedriger Spannungen größer ausfallen könnten.

Durch die Zugscherfestigkeitsversuche bei der mechanischen Charakterisierung wurden große Unterschiede zwischen den verschiedenen Matrixsystemen festgestellt. Diese Unterschiede lassen darauf schließen, dass sich anhand der Zusammensetzung der Matrix die Haftung an Metall verbessern oder reduzieren lässt. Da die eigentliche Aufgabe der Matrix das Einbetten und der Schutz der Fasern ist und nicht das Fügen mit metallischen Funktionselementen, könnte an dieser Stelle noch Potenzial bestehen, die Matrix aus chemischer Sicht für intrinsische Produktionsprozesse zu verbessern.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zeigten bei stoffschlüssigen Verbindungen eine gewisse Streuung. Es wird vermutet, dass diese Streuungen auf die noch sehr manuelle Herstellung des Preforms zurückgeführt werden können. Deshalb bedarf es einer weiteren Verfolgung der Ansätze von (Ruhland 2022) und insgesamt einer höheren Automatisierung des Produktionsprozesses. Der Fokus sollte dabei auch auf den Verbleib des Werkzeugs in der Maschine und der Entwicklung von automatisierten Bestückungs- und Entformungsstrategien gesetzt werden.

Literaturverzeichnis

Verweis gemäß dem Schema (A_Name Jahr) bezieht sich auf studentische Arbeiten, die vom Autor dieser Dissertation angeleitet wurden.

(A_Cai 2019)

Cai, Y. (2019), 'Experimental Investigations to Optimize the Production Efficiency of the Rotational Moulding Process: Bachelorarbeit: Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik'.

(A_Eyer 2019)

Eyer, P. (2019), 'Experimentelle Untersuchung formschlüssiger Verbindungen von FKV-Metall-Bauteilen mit unterschiedlichen Oberflächenbehandlungen: Masterarbeit: Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik'.

(A_Heim 2018)

Heim, M. (2018), 'FE-Optimierung für kraftschlüssige Hybridstrukturen: Bachelorarbeit: Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik'.

(A_Pagès 2019)

Pagès, P. (2019), 'Herstellung und Prüfung von Bauteilen aus dem Schleuderverfahren mit verschiedenen Oberflächenbehandlungen: Masterarbeit: Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik'.

(A_Singer 2020)

Singer, M. (2020), 'Numerische Optimierung der Oberflächenstruktur von Lasteinleitungselementen für intrinsisch gefertigte Schleuderbauteile: Bachelorarbeit: Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik'.

(A_Strack 2020)

Strack, D. (2020), 'Entwicklung eines numerischen Tränkungsmodells für das Schleuderverfahren: Bachelorarbeit: Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik'.

(A_Sturm 2021)

Sturm, R. (2021), 'Herstellung und Prüfung von leichten CFK-Hybridbauteilen: Masterarbeit: Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik'.

(A_Zhao 2021)

Zhao, J. (2021), 'Numerische Auslegung und experimentelle Validierung einer hybriden Zug-Stange aus Faser-Kunststoff-Verbund mit metallischen Lasteinleitungselementen: Masterarbeit: Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik'.

(Adams & Atkins u. a. 1986)

Adams, R. D.; Atkins, R. W.; Harris, J. A. & Kinloch, A. J. (1986), 'Stress analysis and failure properties of carbon-fibre-reinforced-plastic/steel double-lap joints', *The Journal of Adhesion* 20.1, S. 29–53.

(Adams & Harris 1987)

Adams, R. D. & Harris, J. A. (1987), *International Journal of Adhesion and Adhesives* 7.2, S. 69–80.

(Adams & Peppiatt 1977)

Adams, R. D. & Peppiatt, N. A. (1977), 'Stress analysis of adhesive bonded tubular lap joints', *The Journal of Adhesion* 9.1, S. 1–18.

(Akram & Jansen u. a. 2011)

Akram, M.; Jansen, K. M.; Ernst, L. J. & Bhowmik, S. (2011), 'Atmospheric pressure plasma surface modification of titanium for high temperature adhesive bonding', *International Journal of Adhesion and Adhesives* 31.7, S. 598–604.

(Altropol 2016)

Altropol (2016), *Datenblatt – NEUKADUR EP 986 Härter 269*. URL: https://www.altropol.de/wp-content/uploads/2016/03/D_EP_986.pdf (besucht am 11.02.2022).

(Apalak & Engin 2004)

Apalak, M. K. & Engin, A. (2004), 'Effect of adhesive free-end geometry on the initiation and propagation of damaged zones in adhesively bonded lap joints', *Journal of Adhesion Science and Technology* 18.5, S. 529–559.

(Åström & Pipes u. a. 1992)

Åström, B. T.; Pipes, R. B. & Advani, S. G. (1992), 'On flow through aligned fiber beds and its application to composites processing', *Journal of Composite Materials* 26.9, S. 1351–1373.

(Bacuplast 2021)

Bacuplast (2021), *Datasheet – Glass fiber braided sleeves Nr. 10.080 Ø 80 mm*. URL: https://www.bacuplast-shop.de/epages/61604045.sf/de_DE/?ObjectPath=/Shops/61604045/Products/G-Schlauch10.080-03 (besucht am 06.05.2021).

(Barbero 2013)

Barbero, E. J. (2013), *Finite element analysis of composite materials using Abaqus™*. Boca Raton: CRC press.

(Barfuss & Garthaus u. a. 2016)

Barfuss, D.; Garthaus, C.; Gude, M. & Grützner, R. (2016), 'Design of multi-scale-structured

- Al-CF/PA6 contour joints', *International Journal of Automotive Composites* 2.3-4, S. 299–315.
- (Barfuss & Grützner u. a. 2016)
Barfuss, D.; Grützner, R.; Garthaus, C.; Gude, M.; Müller, R. & Langrebe, D. (2016), 'Intrinsic manufacture of hollow thermoplastic composite/metal structures'. *19th ESAFORM AIP Conference Proceedings*. Nantes.
- (Barfuss & Grützner u. a. 2018)
Barfuss, D.; Grützner, R.; Hirsch, F.; Gude, M.; Müller, R. & Kästner, M. (2018), 'Multi-scale structuring for thermoplastic-metal contour joints of hollow profiles', *Production Engineering* 12.2, S. 229–238.
- (Belingardi & Goglio u. a. 2002)
Belingardi, G.; Goglio, L. & Tarditi, A. (2002), 'Investigating the effect of spew and chamfer size on the stresses in metal/plastics adhesive joints', *International Journal of Adhesion and Adhesives* 22.4, S. 273–282.
- (Bernath & Kärger u. a. 2016)
Bernath, A.; Kärger, L. & Henning, F. (2016), 'Accurate cure modeling for isothermal processing of fast curing epoxy resins', *Polymers* 8.11, S. 390.
- (Bezerra & Wilhelm u. a. 2015)
Bezerra, R.; Wilhelm, F.; Strauß, S. & Ahlborn, H. (2015), 'Manufacturing of complex shape composite parts through the combination of pull-braiding and blow moulding'. *20th ICCM International Conference on Composite Materials Proceedings*. Kopenhagen.
- (Brewster 2010)
Brewster, J. W. (2010), *Design and Manufacture of Structurally Efficient Tapered Struts*. Hampton.
- (Bulat 2018)
Bulat, M. (2018), *Analyse und Bewertung der Herstellung von geflochtenen FVK-Hohlbauteilen mittels Schlauchblas-RTM-Verfahren*. München: Verlag Dr. Hut.
- (Carman 1956)
Carman, P. C. (1956), *Flow of gases through porous media*. New York: Academic Press.
- (Castioni Kunststoffe 2022)
Castioni Kunststoffe (2022), *Konische Leitungsmasten aus dem Schleuderverfahren*. URL: <https://www.castioni-kunststoffe.ch/technologie/schleuderverfahren.html> (besucht am 11.02.2022).
- (Castro & Macosko 1982)
Castro, J. M. & Macosko, C. W. (1982), 'Studies of mold filling and curing in the reaction injection molding process', *AIChE Journal* 28.2, S. 250–260.

(Cherif 2013)

Cherif, C. (2013), *Leichtbau mit Textilverstärkung für Serienanwendungen: Bindermaterialien - Textile Preforms - Verbundbauteile*. Auerbach: Wissenschaftliche Scripten.

(Choi & Lee 1997)

Choi, J. H. & Lee, D. G. (1997), 'Torque capacity of co-cured tubular lap joints', *Journal of Composite Materials* 31.14, S. 1381–1396.

(Connor & Toll u. a. 1995)

Connor, M.; Toll, S. & Månson, J.-A. E. (1995), 'On surface energy effects in composite impregnation and consolidation', *Composites Manufacturing* 6.3-4, S. 289–295.

(Croccolo & Agostinis u. a. 2012)

Croccolo, D.; Agostinis, M. de & Vincenzi, N. (2012), 'Design of hybrid steel-composite interference fitted and adhesively bonded connections', *International Journal of Adhesion and Adhesives* 37, S. 19–25.

(Cuntze & Freund 2004)

Cuntze, R. G. & Freund, A. (2004), 'The predictive capability of failure mode concept-based strength criteria for multidirectional laminates', *Composite Science and Technology* 64.3-4, S. 343–377.

(Danisman & Tuncol u. a. 2007)

Danisman, M.; Tuncol, G.; Kaynar, A. & Sozer, E. M. (2007), 'Monitoring of resin flow in the resin transfer molding (RTM) process using point-voltage sensors', *Composites Science and Technology* 67.3-4, S. 367–379.

(Darcy 1856)

Darcy, H. P. G. (1856), *Les Fontaines publiques de la ville de Dijon*. Paris: Dalmant.

(Davis & Groff u. a. 1997)

Davis, G. D.; Groff, G. B. & Zatorski, R. A. (1997), 'Plasma spray coatings as treatments for aluminum, titanium and steel adherends', *Surface and Interface Analysis* 25.5, S. 366–373.

(Deléglise & Le Grogneq u. a. 2011)

Deléglise, M.; Le Grogneq, P.; Binetruy, C.; Krawczak, P. & Claude, B. (2011), 'Modeling of high speed RTM injection with highly reactive resin with on-line mixing', *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 42.10, S. 1390–1397.

(Deng & Zhao u. a. 2013)

Deng, A. Z.; Zhao, Q. L.; Li, F. & Chen, H. (2013), 'Research on bearing capacity of single tooth to composite pre-tightened teeth connection', *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 32.21, S. 1603–1613.

(Deng & Lee 2008)

Deng, J. & Lee, M. M. K. (2008), 'Effect of plate end and adhesive spew geometries on

stresses in retrofitted beams bonded with a CFRP plate', *Composites Part B: Engineering* 39.4, S. 731–739.

(Dickert 2015)

Dickert, M. (2015), *Einfluss von Binder auf die Herstellung von Faserkunststoffverbunden*. Clausthal-Zellerfeld: Papierflieger Verlag.

(Dickhut 2014)

Dickhut, T. (2014), *Beitrag zur Auslegung und Gestaltung von Antriebswellen aus Faser-Kunststoff-Verbunden: Eigenfrequenz, Schlagbelastung, Crashverhalten, Torsionsbeulen, Kraffteinleitung*. Aachen: Shaker Verlag.

(DIN 53019-1 2008)

DIN 53019-1 (2008), *Viskosimetrie - Messung von Viskositäten und Fließkurven mit Rotationsviskosimetern: Teil 1: Grundlagen und Messgeometrie*. Berlin: Beuth Verlag.

(DIN 7190-1 2017)

DIN 7190-1 (2017), *Pressverbände - Teil 1: Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln für zylindrische Pressverbände*. Berlin: Beuth Verlag.

(DIN 82 1973)

DIN 82 (1973), *Rändel*. Berlin: Beuth Verlag.

(DIN EN 13887 2003)

DIN EN 13887 (2003), *Strukturklebstoffe - Leitlinien für die Oberflächenvorbehandlung von Metallen und Kunststoffen vor dem Kleben*. Berlin: Beuth Verlag.

(DIN EN 1465 2009)

DIN EN 1465 (2009), *Klebstoffe - Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebung*. Berlin: Beuth Verlag.

(DIN EN ISO 4287 2010)

DIN EN ISO 4287 (2010), *Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit*. Berlin: Beuth Verlag.

(Dispenza & Fuschi u. a. 2002)

Dispenza, C.; Fuschi, P. & Pisano, A. A. (2002), 'Mechanical testing and numerical modelling of pull-wound carbon-epoxy spinnaker poles', *Composites Science and Technology* 62.9, S. 1161–1170.

(Dürkop & Maihart 1970)

Dürkop, J. & Maihart, H. (1970), 'Herstellen von Behältern aus glasfaserverstärkten Reaktionsharzen im Hand-, Preß- und Schleuderverfahren', *Kunststoffe* 60.7, S. 420–425.

(Dürkop & Maihart 1973)

Dürkop, J. & Maihart, H. (1973), 'Das Rotations-Harz/Faser-Spritzverfahren: Ein wirtschaft-

- liches Verfahren zur Herstellung von Behältern und Silos aus GFK', *Kunststoffe* 63.9, S. 564–569.
- (DuVall 2001)
DuVall, F. W. (2001), 'Cost comparisons of wet filament winding versus prepreg filament winding for Type II and Type IV CNG cylinders', *Sampe Journal* 37.1, S. 38–42.
- (Ehleben 2002)
Ehleben, M. (2002), *Herstellung von endlosfaserverstärkten Rohren mit thermoplastischer Matrix im Schleuderverfahren*. Aachen: Shaker Verlag.
- (Ehleben & Schürmann 2006)
Ehleben, M. & Schürmann, H. (2006), 'Manufacturing of centrifuged continuous fibre-reinforced precision pipes with thermoplastic matrix', *Composites Science and Technology* 66.15, S. 2601–2609.
- (Ehrenstein 2006)
Ehrenstein, G. W. (2006), *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*. München: Hanser Verlag.
- (Eickenbusch & Krauss 2013)
Eickenbusch, H. & Krauss, O. (2013), *VDI ZRE Publikationen: Kurzanalyse Nr. 3: Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe im Fahrzeugbau – Ressourceneffizienz und Technologien*. URL: https://www.ressource-deutschland.de/fileadmin/user_upload/downloads/kurzanalysen/2014-Kurzanalyse-03-VDI-ZRE-CFK.pdf (besucht am 11.02.2022).
- (Elter 2015)
Elter, A. (2015), *Hochbelastbare, reibkraftschlüssige Krafteinleitungen für Faser-Kunststoff-Verbunde auf Basis strukturierter Oberflächen: Grundlagen, Untersuchungen, Anwendungen und Auslegungsempfehlungen*. Aachen: Shaker Verlag.
- (Endruweit & Long 2010)
Endruweit, A. & Long, A. C. (2010), 'Analysis of compressibility and permeability of selected 3D woven reinforcements', *Journal of Composite Materials* 44.24, S. 2833–2862.
- (Engasser & Puck 1980)
Engasser, I. & Puck, A. (1980), 'Untersuchungen zum Bruchverhalten von Klebverbindungen', *Kunststoffe* 70.8, S. 493–500.
- (Fahr & Kollmannsberger 2017)
Fahr, P. & Kollmannsberger, A. (2017), *MAI profil: Abschlussbericht des Lehrstuhls für Carbon Composites der Technischen Universität München*. Garching.
- (Fischer 2005)
Fischer, T. (2005), *Der Pressverband als Krafteinleitungs-Element in Faser-Kunststoff-Verbund-Wellen*. Aachen: Shaker Verlag.

(Fleischer 2021)

Fleischer, J. (2021), *Intrinsische Hybridverbunde für Leichtbautragstrukturen: Grundlagen der Fertigung, Charakterisierung und Auslegung*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag.

(Fleischer & Koch u. a. 2016)

Fleischer, J.; Koch, S.-F. & Ruhland, P. (2016), 'Rotational molding of fiber reinforced plastics with elastic composite core'. *Proceedings of International Conference on Competitive Manufacturing*. Stellenbosch.

(Fleischer & Ochs u. a. 2012)

Fleischer, J.; Ochs, A. & Dosch, S. (2012), 'The future of lightweight manufacturing-production-related challenges when hybridizing metals and continuous fiber-reinforced plastics'. *Proceedings of International Conference on New Developments in Sheet Metal Forming*. Stuttgart.

(Fleischer & Koch u. a. 2015)

Fleischer, J.; Koch, S.-F. & Coutandin, S. (2015), 'Manufacturing of polygon fiber reinforced plastic profiles by rotational molding and intrinsic hybridization', *Production Engineering* 9.3, S. 317–328.

(Fleischer & Nieschlag 2018)

Fleischer, J. & Nieschlag, J. (2018), 'Introduction to CFRP-metal hybrids for lightweight structures', *Production Engineering* 12.2, S. 109–111.

(Funck 2013)

Funck, R. (2013), 'Krafteinleitung in Faserverbundrohre'. Pat. DE102013008810A1.

(Garschke & Parlevliet u. a. 2013)

Garschke, C.; Parlevliet, P. P.; Weimer, C. & Fox, B. L. (2013), 'Cure kinetics and viscosity modelling of a high-performance epoxy resin film', *Polymer Testing* 32.1, S. 150–157.

(Gebart 1992)

Gebart, B. R. (1992), 'Permeability of unidirectional reinforcements for RTM', *Journal of Composite Materials* 26.8, S. 1100–1133.

(Gebhardt & Fleischer 2014)

Gebhardt, J. & Fleischer, J. (2014), 'Experimental investigation and performance enhancement of inserts in composite parts', *Procedia CIRP* 23, S. 7–12.

(Gebhardt 2016)

Gebhardt, J. (2016), *Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen Lasteinleitungselementen*. Aachen: Shaker Verlag.

(Gerhard & Friedrich 2014)

Gerhard, T. & Friedrich, C. (2014), 'Mechanical fastening of carbon composite tubes, numerical calculation of axial loading capacity and experimental verification', *Composites Part B: Engineering* 67, S. 391–399.

(Gerstenkorn o. D.)

Gerstenkorn, J. (o. D.), *Entwicklung einer Methodik zur Analyse und Vorhersage des mechanischen Verhaltens polymerer Hartschäume im RTM-Prozess*. Karlsruhe: Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

(Goland & Reissner E. 1944)

Goland, M. & Reissner E. (1944), 'The stresses in cemented joints', *Journal of Applied Mechanics* 17.1, S. 66.

(Grindling 2006)

Grindling, J. (2006), *Simulation zur Verarbeitung von reaktiven Non-post-cure-Epoxidharz-Systemen im Druckgelieren und konventionellen Vergießen*. Aachen: Shaker Verlag.

(Grössing & Stadlmajer u. a. 2016)

Grössing, H.; Stadlmajer, N.; Fauster, E.; Fleischmann, M. & Schledjewski, R. (2016), 'Flow front advancement during composite processing: Predictions from numerical filling simulation tools in comparison with real-world experiments', *Polymer Composites* 37.9, S. 2782–2793.

(Gutowski & Cai u. a. 1987)

Gutowski, T. G.; Cai, Z.; Bauer, S.; Boucher, D.; Kingery, J. & Wineman, S. (1987), 'Consolidation experiments for laminate composites', *Journal of Composite Materials* 21.7, S. 650–669.

(Habenicht 2006)

Habenicht, G. (2006), *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag.

(Han & Cho u. a. 2015)

Han, S. H.; Cho, E. J.; Lee, H. C.; Jeong, K. & Kim, S. S. (2015), 'Study on high-speed RTM to reduce the impregnation time of carbon/epoxy composites', *Composite Structures* 119, S. 50–58.

(Helms 2006)

Helms, O. (2006), *Konstruktion und technologische Umsetzung von hochbeanspruchten Lasteinleitungssystemen für neuartige Leichtbaustrukturen in Faserverbundbauweise*. Dresden: Technische Universität Dresden.

(Henne & Breyer u. a. 2004)

Henne, M.; Breyer, C.; Niedermeier, M. & Ermanni, P. (2004), 'A new kinetic and viscosity model for liquid composite molding simulations in an industrial environment', *Polymer Composites* 25.3, S. 255–269.

(Henning & Moeller 2011)

Henning, F. & Moeller, E. (2011), *Handbuch Leichtbau: Methoden, Werkstoffe, Fertigung*. München: Hanser Verlag.

(Herwig & Horst u. a. 2018)

Herwig, A.; Horst, P.; Schmidt, C.; Pottmeyer, F. & Weidenmann, K. A. (2018), 'Design and mechanical characterisation of a layer wise build AFP insert in comparison to a conventional solution', *Production Engineering* 12.2, S. 121–130.

(Hexion 2022)

Hexion (2022), *Datasheet – Binder powder EPIKOTE 05390*. URL: <https://www.hexion.com/en-us/applications/composites/automotive/preforms> (besucht am 11.02.2022).

(Hildebrand 1994)

Hildebrand, M. (1994), 'Non-linear analysis and optimization of adhesively bonded single lap joints between fibre-reinforced plastics and metals', *International Journal of Adhesion and Adhesives* 14.4, S. 261–267.

(Hobas 2022)

Hobas (2022), *GFK-Rohre hergestellt im Hobas-Schleuderverfahren*. URL: <https://www.hobas.com/de/technology/> (besucht am 11.02.2022).

(Hoffmann 2021a)

Hoffmann, B. (2021a), *Warum das BMWi auf Leichtbau setzt: Interview mit dem Wirtschaftsminister Peter Altmaier*. URL: <https://www.maschinenmarkt.vogel.de/warum-das-bmw-i-auf-leichtbau-setzt-a-1013406/> (besucht am 11.02.2022).

(Hoffmann 2021b)

Hoffmann, J. (2021b), *ProTrakt – Prozessentwicklung für leichte Rotoren hochdrehender elektrischer Traktionsantriebe*. URL: https://www.icm.kit.edu/downloads/ICM-Projekte/ICM_Kurzvorstellung-Projekt-BUP3-neu.pdf (besucht am 26.03.2022).

(Hosseinzadeh & Taheri 2009)

Hosseinzadeh, R. & Taheri, F. (2009), 'Non-linear investigation of overlap length effect on torsional capacity of tubular adhesively bonded joints', *Composite Structures* 91.2, S. 186–195.

(HP-Textiles 2019)

HP-Textiles (2019), *Technisches Datenblatt – Formtrennmittel HP-HGR5*. URL: https://www.hp-textiles.com/TDS/DE/Formtrennmittel/Trennlack/Hochglanz_Trennmittel/HP-HGR5.pdf (besucht am 11.02.2022).

(Hufenbach & Helms u. a. 2007)

Hufenbach, W.; Helms, O. & Werner, J. (2007), 'Welle-Nabe-Verbindungen für hochbeanspruchte Antriebskomponenten in Faserverbund-Leichtbauweise', *VDI-Berichte* 2004, S. 375–392.

(Hufenbach & Kroll u. a. 2005)

Hufenbach, W.; Kroll, L.; Gude, M.; Helms, O.; Ulbricht, A. & Grothaus, R. (2005), 'Integrative

Rohrgewinde in Wickeltechnik für hochbeanspruchte Verbindungen bei Leichtbaustrukturen', *VDI-Berichte* 1903, S. 301–316.

(Hufenbach & Lenz u. a. 2012)

Hufenbach, W.; Lenz, F.; Spitzer, S. & Renner, O. (2012), 'Welle-Nabe-Verbindungen für Leichtbauantriebswellen in Faserverbund-Metall-Mischbauweise', *VDI-Berichte* 2176, S. 141–153.

(Huntsman 2022)

Huntsman (2022), *Datenblatt – Araldite® LY 3585 / Aradur® 3475*. URL: <https://www.huntsman-transportation.com/automotive-composites/body-in-white.html> (besucht am 11.02.2022).

(IPCC 2021)

IPCC (2021), *Climate Change 2021, The Physical Science Basis: Summary for Policymakers*. Cambridge: Cambridge University Press.

(Kamal & Sourour 1973)

Kamal & Sourour, S. (1973), 'Kinetics and thermal characterization of thermoset cure', *Polymer Engineering & Science* 13.1, S. 59–64.

(Katz & Klimach u. a. 2019)

Katz, J.; Klimach, M.; Haupt, F.; Brechtel, A. & Mittelstedt, C. (2019), 'Structural optimization and experimental investigation of CFRP lock nuts', *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 117, S. 156–168.

(Kim & Kim u. a. 2004)

Kim, H. S.; Kim, J. W. & Kim, J. K. (2004), 'Design and manufacture of an automotive hybrid aluminum/composite drive shaft', *Composite Structures* 63.1, S. 87–99.

(Kim & Kim u. a. 1992)

Kim, K. S.; Kim, W. T. & Jun, E. J. (1992), 'Optimal tubular adhesive-bonded lap joint of the carbon fiber epoxy composite shaft', *Composite Structures* 21.3, S. 163–176.

(Kistler 2022)

Kistler (2022), *Datenblatt – Typ 4001A: Werkzeuginnendrucksensor für Niederdruck-RTM mit Front ø9 mm*. URL: <https://www.kistler.com/files/document/003-248d.pdf> (besucht am 11.02.2022).

(Koch 2017)

Koch, S.-F. (2017), *Fügen von Metall-Faserverbund-Hybridwellen im Schleuderverfahren: Ein Beitrag zur fertigungsgerechten intrinsischen Hybridisierung*. Aachen: Shaker Verlag.

(Koch & Dackweiler u. a. 2015)

Koch, S.-F.; Dackweiler, M.; Pottmeyer, F. & Fleischer, J. (2015), 'Intrinsische Hybridisierung im Schleuderverfahren', *Lightweight Design* 8.4, S. 12–19.

(Kothmann & Hillebrand u. a. 2018)

Kothmann, M. H.; Hillebrand, A. & Deinzer, G. (2018), 'Multi-material bodies for battery-electric vehicles', *Lightweight Design worldwide* 11.2, S. 6–13.

(Krebs 2018)

Krebs, D. (2018), *Grundlagen der Pultrusion zur Fertigung von FV-Bauteilen für die Anforderungen der automobilen Großserie*. Karlsruhe: Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

(Kremer T. 2007)

Kremer T. (2007), *Subroutine zur Festigkeitsanalyse von Faser-Kunststoff-Verbunden nach der VDI-Richtlinie 2014: Teil 3 für Abaqus*. Darmstadt.

(Lang & Mallick 1998)

Lang, T. P. & Mallick, P. K. (1998), 'Effect of spew geometry on stresses in single lap adhesive joints', *International Journal of Adhesion and Adhesives* 18.3, S. 167–177.

(Lee & Ho u. a. 2000)

Lee, C.-L.; Ho, J.-C. & Wei, K.-H. (2000), 'Resin Transfer Molding (RTM) process of a high performance epoxy resin. I: kinetic studies of cure reaction', *Polymer Engineering & Science* 40.4, S. 929–934.

(Lee 2007)

Lee, S. W. (2007), 'Torque transmission capability of composite–metal interference fit joints', *Composite Structures* 78.4, S. 584–595.

(Lehmann 1999)

Lehmann, U. (1999), *Herstellung von endlosfaserverstärkten, hohlen Formteilen mit innen-druckbeaufschlagten Kernen im Harzinjektionsverfahren*. Aachen: Verlag Mainz.

(Lenz & Spitzer 2014)

Lenz, F. & Spitzer, S. (2014), *Ultraleichte Antriebswelle : Hochleistungsantriebswellen in ultraleichter Mischbauweise: Neue praxismgerechte Gestaltungsrichtlinien für hochbeanspruchte Welle-Nabe-Verbindungen : Abschlussbericht*. Frankfurt, M.

(Lerch & Zanker u. a. 2014)

Lerch, C.; Zanker, C.; Thielmann, A.; Jäger, A.; Keckl, C.; Kuppinger, J.; Henning, F.; Stroka, M.; Schneider, M.; Birenbaum, C.; Fleischer, J.; Lanza, G.; Baumann, F.; Kopf, R. & Krämer, A. & Wagner, H. (2014), *Wertschöpfungspotenziale im Leichtbau und deren Bedeutung für Baden-Württemberg: Eine Studie im Auftrag der Leichtbau BW GmbH*. Stuttgart.

(Liu & Tsai 1998)

Liu, K.-S. & Tsai, S. W. (1998), 'A progressive quadratic failure criterion for a laminate', *Composite Science and Technology* 58.7, S. 1023–1032.

(Lubkin & Reissner 1956)

Lubkin, J. L. & Reissner, E. (1956), 'Stress distributions and design data for adhesive lap joints between circular tubes', *Journal of Applied Mechanics* 78, S. 1213–1221.

(Magagnato & Frey u. a. o. D.)

Magagnato, D.; Frey, M.; Bernath, A.; Steibler, P. & Henning, F. (o. D.), 'Experimentelle und numerische Untersuchung der Infiltration bei der RTM-Fertigung'. *19. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde Proceedingsbeitrag*. Karlsruhe.

(May 2020)

May, D. (2020), *Integrierte Produktentwicklung mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag.

(McKay & Beckman u. a. 2000)

McKay, M. D.; Beckman, R. J. & Conover, W. J. (2000), 'A comparison of three methods for selecting values of input variables in the analysis of output from a computer code', *Technometrics* 42.1, S. 55–61.

(Mildner 2013)

Mildner, C. (2013), *Numerische und experimentelle Untersuchungen des Crashverhaltens von FVK-verstärkten Metallstrukturbauteilen*. München: Dr. Hut.

(Molitor & Barron u. a. 2001)

Molitor, P.; Barron, V. & Young, T. (2001), 'Surface treatment of titanium for adhesive bonding to polymer composites: a review', *International Journal of Adhesion and Adhesives* 21.2, S. 129–136.

(Muth 2021)

Muth, M. S. M. (2021), *Grundlagenuntersuchungen an intrinsisch gefertigten lasttragenden FVK/Metall-Hybridträgern*. Karlsruhe: Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

(Muth & Pottmeyer u. a. 2020)

Muth, M.; Pottmeyer, F. & Weidenmann, K. A. (2020), 'Failure behaviour of metal inserts embedded in CFRP subsequent to thermal, mechanical and cyclic pre-damage', *Composite Structures* 236, S. 111877.

(Neitzel & Mitschang u. a. 2004)

Neitzel, M.; Mitschang, P. & Breuer, U. (2004), *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. München: Hanser Verlag.

(Neitzel & Mitschang u. a. 2014)

Neitzel, M.; Mitschang, P. & Breuer, U. (2014), *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. München: Hanser Verlag.

(Neuman 1977)

Neuman, S. P. (1977), 'Theoretical derivation of Darcy's law', *Acta Mechanica* 25.3, S. 153–170.

(Nieschlag & Coutandin u. a. 2020)

Nieschlag, J.; Coutandin, S. & Fleischer, J. (2020), 'Production and Tensile Testing of Rotationally Molded Hybrid Composite Tie Rods'. *SAMPE 2020 Virtual Series | Multifunctional Materials and Structures*. Seattle.

(Nieschlag & Eisenhardt u. a. 2021)

Nieschlag, J.; Eisenhardt, P.; Coutandin, S. & Fleischer, J. (2021), 'Numerical design of rotationally molded composite tie rods', *Composite Structures* 278, S. 114687.

(Nieschlag & Ruhland u. a. 2018)

Nieschlag, J.; Ruhland, P.; Daubner, S.; Koch, S.-F. & Fleischer, J. (2018), 'Finite element optimisation for rotational moulding with a core to manufacture intrinsic hybrid FRP metal pipes', *Production Engineering* 12.2, S. 239–247.

(Nieschlag & Seuffert u. a. 2021)

Nieschlag, J.; Seuffert, J.; Strack, D.; Friedmann, M.; Kärger, L.; Henning, F. & Fleischer, J. (2021), 'Experimental and Numerical Analysis of Mold Filling in Rotational Molding', *Journal of Composites Science* 5.11, S. 289.

(OpenCFD Ltd. 2020)

OpenCFD Ltd. (2020), *OpenFOAM: User Guide v1912*. URL: <https://www.openfoam.com/documentation/guides/latest/doc/index.html>.

(Page & Berg u. a. 2001)

Page, S. A.; Berg, J. C. & Månson, J.-A. (2001), 'Characterization of epoxy resin surface energetics', *Journal of Adhesion Science and Technology* 15.2, S. 153–170.

(Park & Woo 2011)

Park, C. H. & Woo, L. (2011), 'Modeling void formation and unsaturated flow in liquid composite molding processes: a survey and review', *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 30.11, S. 957–977.

(Peters 2011)

Peters, S. T. (2011), *Composite filament winding*. Ohio: ASM International.

(Puck 1996)

Puck, A. (1996), *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. München: Hanser Verlag.

(Rechner Sensors 2022)

Rechner Sensors (2022), *Datasheet – Capacitive Sensors: Series 70 - NPN, Series 80 - PNP*. URL: <https://www.rechner-sensors.com/wp-content/uploads/2016/12/800150-en.pdf> (besucht am 11.02.2022).

(Roberts 1985)

Roberts, J. C. (1985), 'Evaluation of a double lap composite clamped joint', *Journal of Composite Materials* 19.4, S. 376–389.

(Rost A. 1965)

Rost A. (1965), 'Epoxyd-Gießharzmassen für das Schleuderguß-Verfahren', *Kunststoffe* 55.2, S. 96–99.

(Ruhland 2022)

Ruhland, P. (2022), *Prozesskette zur Herstellung von hybriden Faser-Metall-Preforms: Modellbildung und Optimierung des Binderauftrags und der Drapierung für stabförmige Bauteile*. Aachen: Shaker Verlag.

(Ruhland & Berger u. a. 2019)

Ruhland, P.; Berger, M.; Coutandin, S. & Fleischer, J. (2019), 'Production of Hybrid Tubular Metal-Fiber-Preforms: Material Characterization of Braided Hoses with a Binder', *Procedia CIRP* 85, S. 121–126.

(Ruhland & Li u. a. 2021)

Ruhland, P.; Li, Y.; Coutandin, S. & Fleischer, J. (2021), 'Production of hybrid tubular metal-fibre preforms: development of a digital twin for the draping process', *Procedia CIRP* 99, S. 437–442.

(Ruhland & Nieschlag u. a. 2020)

Ruhland, P.; Nieschlag, J.; Coutandin, S. & Fleischer, J. (2020), 'Hybrides Rotational-Moulding-Verfahren/Hybrid rotational moulding process – Cost-efficient manufacturing of lightweight components by intrinsic hybridization', *wt Werkstattstechnik online* 110.07-08, S. 517–520.

(Schillfahrt & Fauster u. a. 2017)

Schillfahrt, C.; Fauster, E. & Schledjewski, R. (2017), 'Influence of process pressures on filling behavior of tubular fabrics in bladder-assisted resin transfer molding', *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science* 3.4, S. 148–158.

(Schürmann & Elter 2014)

Schürmann, H. & Elter, A. (2014), 'Verfahren und Anordnung zur Festlegung eines Stabs aus einem Faserkunststoffverbundmaterial mit einem Verbindungselement'. Pat. DE 102012-111483A1.

(Schürmann & Kampke 1993)

Schürmann, H. & Kampke, M. (1993), 'Verfahren zur Herstellung von Hohlkörpern aus faserverstärkten Kunststoffen'. Pat. DE4300208A1.

(Schürmann 2005)

Schürmann, H. (2005), *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag.

(Schütze 1997)

Schütze, R. (1997), 'Lightweight carbon fibre rods and truss structures', *Materials & Design* 18.4-6, S. 231–238.

(Seidl T. 2008)

Seidl T., E. J. (2008), 'Binäre Suche'. *Taschenbuch der Algorithmen*. Hrsg. von B. Vöcking; H. Alt; M. Dietzfelbinger; R. Reischuk; C. Scheideler; H. Vollmer & D. Wagner. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.

(Selden 1967)

Selden, P. H. (1967), *Glasfaserverstärkte Kunststoffe*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag.

(Serna & Zinn u. a. 2019)

Serna, J.; Zinn, C.; Scharf, I.; Dittes, A.; Schwoebel, S. D.; Schmidt, C.; Meiners, D.; Schaper, M. & Lampke, T. (2019), 'Concepts for interface engineering and characterization in composite hybrid structures'. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. Chemnitz.

(Seuffert & Kärger u. a. 2018)

Seuffert, J.; Kärger, L. & Henning, F. (2018), 'Simulating mold filling in Compression Resin Transfer Molding (CRTM) using a three-dimensional finite-volume formulation', *Journal of Composites Science* 2.2, S. 23.

(Shin & Lee 2003)

Shin, K. C. & Lee, J. J. (2003), 'Bond parameters to improve tensile load bearing capacities of co-cured single and double lap joints with steel and carbon fiber-epoxy composite adherends', *Journal of Composite Materials* 37.5, S. 401–420.

(Shojaei & Ghaffarian u. a. 2004)

Shojaei, A.; Ghaffarian, S. R. & Karimian, S. M. H. (2004), 'Three-dimensional process cycle simulation of composite parts manufactured by resin transfer molding', *Composite Structures* 65.3-4, S. 381–390.

(Sicomini 2014)

Sicomini (2014), *Technical Datasheet – SR 8500 / SZ 8525 Fast and clear epoxy system for hot processes*. URL: <http://www.sicomini.com/datasheets/product-pdf1158.pdf> (besucht am 11.02.2022).

(Siltex 2022)

Siltex (2022), *Technisches Datenblatt*. URL: <https://www.siltex.de/downloads/Siltex-Technisches-Datenblatt-ALLGEMEIN-Carbon.pdf> (besucht am 11.02.2022).

(Soden & Kaddour u. a. 2004)

Soden, P. D.; Kaddour, A. S. & Hinton, M. J. (2004), 'Recommendations for designers and researchers resulting from the world-wide failure exercise', *Composites Science and Technology* 64.3-4, S. 589–604.

(Steffens 2000)

Steffens, M. (2000), *Zur Substitution metallischer Fahrzeug-Strukturbauteile durch innovative Faser-Kunststoff-Verbund-Bauweisen*. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe.

(Stellbrink 1993)

Stellbrink, K. (1993), *Dimensionierung von Krafteinleitungen FVW-Strukturen*. Köln: DLR, Zentrale Allgemeine Dienste.

(Stoll 2017)

Stoll, O. (2017), *MAI profil: Abschlussbericht der Audi AG*. Neckarsulm.

(Streitferdt & Rudolph u. a. 2017)

Streitferdt, A.; Rudolph, N. & Taha, I. (2017), 'Co-curing of CFRP-steel hybrid joints using the vacuum assisted resin infusion process', *Applied Composite Materials* 24.5, S. 1137–1149.

(Studer & Keller u. a. 2018)

Studer, J.; Keller, A.; Leone, F.; Stefaniak, D.; Dransfeld, C. & Masania, K. (2018), 'Local reinforcement of aerospace structures using co-curing RTM of metal foil hybrid composites', *Production Engineering* 12.2, S. 195–201.

(Sun & Kawashita u. a. 2018)

Sun, X.; Kawashita, L. F.; Wollmann, T.; Spitzer, S.; Langkamp, A. & Gude, M. (2018), 'Experimental and numerical studies on the braiding of carbon fibres over structured end-fittings for the design and manufacture of high performance hybrid shafts', *Production Engineering* 12.2, S. 215–228.

(Tichelmann & Kress 2014)

Tichelmann, P. & Kress, S. (2014), *Carbonwellen lassen Stahl alt aussehen: CFK senkt das Gewicht von Antriebswellen – und auch die Kosten*. URL: <https://industrieanzeiger.industrie.de/technik/entwicklung/carbonwellen-lassen-stahl-alt-aussehen> (besucht am 11.02.2022).

(Trochu & Ruiz u. a. 2006)

Trochu, F.; Ruiz, E.; Achim, V. & Soukane, S. (2006), 'Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization', *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37.6, S. 890–902.

(Ucsnik & Scheerer u. a. 2010)

Ucsnik, S.; Scheerer, M.; Zaremba, S. & Pahr, D. H. (2010), 'Experimental investigation of a novel hybrid metal–composite joining technology', *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 41.3, S. 369–374.

(Ulbricht 2012)

Ulbricht, A. (2012), *Zur Gestaltung und Dimensionierung von zylindrischen Leichtbaustrukturen in Faserkunststoffverbund-Metall-Mischbauweise*. Dresden: Technische Universität Dresden.

(Umweltbundesamt 2021)

Umweltbundesamt (2021), *Jährliche Treibhausgas-Emissionen in Deutschland: Pres-*

semiteilung vom 15.03.2021. URL: <https://www.umweltbundesamt.de/themen/klima-energie/klimaschutz-energiepolitik-in-deutschland/treibhausgas-emissionen/die-treibhausgase> (besucht am 11.02.2022).

(Usab & Usab 1958)

Usab & Usab (1958), 'Method and apparatus for the centrifugal casting of fiber-reinforced plastic pipe'. Pat. US2859151A.

(van der Velden & Koch 2010)

van der Velden, A. & Koch, P. (2010), 'Isight design optimization methodologies', *ASM handbook* 22, S. 79.

(van West & Pipes u. a. 1991)

van West, B. P.; Pipes, R. B. & Advani, S. G. (1991), 'The consolidation of commingled thermoplastic fabrics', *Polymer Composites* 12.6, S. 417–427.

(VDI 2014 2006)

VDI 2014 (2006), *Blatt 3: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund - Berechnungen*. Berlin: Beuth Verlag.

(Volkersen 1965)

Volkersen, O. (1965), 'Recherches sur la théorie des assemblages collés', *Construction métallique* 4.1, S. 3–13.

(Volkersen 1938)

Volkersen, O. (1938), 'Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten', *Luftfahrtforschung* 15, S. 41–47.

(Wang & Bobbert u. a. 2016)

Wang, Z.; Bobbert, M.; Dammann, C.; Zinn, C.; Lauter, C.; Mahnken, R.; Meschut, G.; Schaper, M. & Troester, T. (2016), 'Influences of interface and surface pretreatment on the mechanical properties of metal-CFRP hybrid structures manufactured by resin transfer moulding', *International Journal of Automotive Composites* 2.3-4, S. 272–298.

(Wang & Lauter u. a. 2016)

Wang, Z.; Lauter, C.; Sanitther, B.; Camberg, A. & Troester, T. (2016), 'Manufacturing and investigation of steel-CFRP hybrid pillar structures for automotive applications by intrinsic resin transfer moulding technology', *International Journal of Automotive Composites* 2.3-4, S. 229–243.

(Welsch & Funck 2018)

Welsch, M. & Funck, R. (2018), *Entwicklung einer Leichtbau-Steuerstange aus Faserverbundwerkstoff für die Luftfahrt*. URL: <https://www.airstrut.de/downloads/circomp-paper-steuerstange.pdf> (besucht am 11.02.2022).

(Wingfield 1993)

Wingfield, J. R. (1993), 'Treatment of composite surfaces for adhesive bonding', *International Journal of Adhesion and Adhesives* 13.3, S. 151–156.

(Wittemann & Maertens u. a. 2018)

Wittemann, F.; Maertens, R.; Bernath, A.; Hohberg, M.; Kärger, L. & Henning, F. (2018), 'Simulation of reinforced reactive injection molding with the finite volume method', *Journal of Composites Science* 2.1, S. 5.

(Witten 2013)

Witten, E. (2013), *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen · Verarbeitung · Anwendungen*. Wiesbaden: Springer-Verlag.

(Witten & Mathes u. a. 2018)

Witten, E.; Mathes, V.; Sauer, M. & Kühnel, M. (2018), *Composites Marktbericht 2018: Marktentwicklungen, Trends, Ausblicke und Herausforderungen*. Frankfurt, M.

(Z. Xiao & L.T. Harper u. a. 2017)

Z. Xiao; L.T. Harper; A.R. Kennedy & N.A. Warrior (2017), 'A water-soluble core material for manufacturing hollow composite sections', *Composite Structures* 182, S. 380–390.

(Zhang & Zhao u. a. 2014)

Zhang, D.; Zhao, Q.; Huang, Y.; Li, F.; Chen, H. & Miao, D. (2014), 'Flexural properties of a lightweight hybrid FRP-aluminum modular space truss bridge system', *Composite Structures* 108, S. 600–615.

(Zhao & Adams u. a. 2011a)

Zhao, X.; Adams, R. D. & Da Silva, L. F. (2011a), 'Single lap joints with rounded adherend corners: experimental results and strength prediction', *Journal of Adhesion Science and Technology* 25.8, S. 837–856.

(Zhao & Adams u. a. 2011b)

Zhao, X.; Adams, R. D. & Da Silva, L. F. (2011b), 'Single lap joints with rounded adherend corners: stress and strain analysis', *Journal of Adhesion Science and Technology* 25.8, S. 819–836.

(Zinn & Bobbert u. a. 2018)

Zinn, C.; Bobbert, M.; Dammann, C.; Wang, Z.; Tröster, T.; Mahnken, R.; Meschut, G. & Schaper, M. (2018), 'Shear strength and failure behaviour of laser nano-structured and conventionally pre-treated interfaces in intrinsically manufactured CFRP-steel hybrids', *Composites Part B: Engineering* 151, S. 173–185.

(Zinn & Schaper u. a. 2016)

Zinn, C.; Schaper, M.; Gonzalez, J. S.; Meiners, D.; Wang, Z.; Troester, T.; Pottmeyer, F. & Weidenmann, K. A. (2016), 'Shear edge tests: a benchmark in investigating the influence

of different surface pretreatment methods on the shear stress of intrinsically manufactured metal-CFRP hybrids', *International Journal of Automotive Composites* 2.3-4, S. 244–271.

Abbildungsverzeichnis

2.1	Verfahren zur Herstellung rotationssymmetrischer Bauteile aus FKV mit duroplastischer Matrix	5
2.2	Prozessablauf des Nasswickelverfahrens zur Herstellung rotationssymmetrischer Hohlstrukturen aus FKV	6
2.3	Pultrusionsverfahren für die kontinuierliche Herstellung von FKV-Profilen	7
2.4	Ablauf des RTM-Verfahrens zur Herstellung von Bauteilen aus FKV	9
2.5	Extrinsische Fügetechnologien zur Hybridisierung von rotationssymmetrischen FKV-Hohlstrukturen	10
2.6	Prozessablauf des Schlauchblasverfahrens zur Fertigung von FKV-Komponenten (eigene Darstellung in Anlehnung an (Schillfahrt; Fauster u. a. 2017))	16
2.7	Prozessablauf des Schleuderverfahrens mit Sprühkopf und geschnittenen Faserhalbzeugen (eigene Darstellung nach (May 2020))	17
2.8	Prozessablauf des TER-Schleuderverfahrens (eigene Darstellung nach (Ehleben & Schürmann 2006))	20
2.9	Tränkungsprozesse im TER-Schleuderverfahren auf Makro- und Mikroebene (eigene Darstellung nach (Ehleben 2002; Koch 2017))	22
2.10	Prozessschema des intrinsischen Schleuderverfahrens zur Herstellung von endlosfaserverstärkten-Metall-Hybridbauteilen mit duroplastischer Matrix	25
2.11	(a) Einlegen des hybriden Preforms in das Schleuderwerkzeug, (b) Einspannen in die Maschine	27
2.12	Mögliche Positionierung der Lasteinleitungselemente beim intrinsischen Schleuderverfahren (eigene Darstellung nach (Koch 2017))	27
2.13	Tränkungs Zusammenhang beim intrinsischen Schleuderverfahren mit innenliegendem Lasteinleitungselement (eigene Darstellung nach (Koch 2017))	28
2.14	Beispielhafte Viskositätsverläufe einer Epoxidmatrix bei unterschiedlichen Ausgangszuständen (eigene Darstellung nach (Ehrenstein 2006))	29
2.15	Geometrische Beziehung der axialen Permeabilität K_{zz} (eigene Darstellung nach (Koch 2017))	30
2.16	Bewertung der Verfahren zur Herstellung von hybriden FKV-Metall Hohlstrukturen	33
3.1	Lösungsansatz zum Erreichen der Forschungsziele	37

4.1	Anwendungsfall: Hybride FKV-Metall-Zugstange	40
4.2	Zeichnung und Aufnahme der geschleuderten FKV-Metall-Prüfkörper mit Stoff- und Formschluss (Nieschlag; Coutandin u. a. 2020)	44
4.3	Metallische Lasteinleitungselemente mit verschiedenen Oberflächenbehandlungen	46
4.4	Offenes Werkzeug und Schleudermaschine	47
4.5	Kraft-Weg Diagramm der geschleuderten FKV-Metall Prüfkörper mit Stoffschluss (A_Pagès 2019; Nieschlag; Coutandin u. a. 2020)	48
4.6	Zugkräfte und Verbindungsfestigkeiten der Prüfkörper mit Stoffschluss Festigkeit (A_Pagès 2019; Nieschlag; Coutandin u. a. 2020)	49
4.7	Kraft-Weg Diagramm der geschleuderten FKV-Metall Prüfkörper mit Formschluss (A_Eyer 2019; Nieschlag; Coutandin u. a. 2020)	51
4.8	Zugkräfte und Verbindungsfestigkeiten der Prüfkörper mit Formschluss (A_Eyer 2019; Nieschlag; Coutandin u. a. 2020)	51
4.9	Kraft-Weg-Kurven mit dazugehöriger mechanischer Arbeit in Form von absorbierter Energie	52
4.10	Probengeometrie des Hybridbauteils in Anlehnung an DIN1465 und bestücktes VARI-Werkzeug (A_Cai 2019)	54
4.11	Vergleich der Zugscherfestigkeiten in Abhängigkeit von Matrixsystem und Temperatur (A_Cai 2019)	56
4.12	Vergleich der Viskositäten verschiedener Matrixsysteme bei 25°C und 70°C (A_Cai 2019)	57
5.1	Einfache Überlappverbindung mit Klebkehle und abgerundeter Ecke (eigene Darstellung in Anlehnung an (Schürmann 2005; Zhao; Adams u. a. 2011b))	60
5.2	FE-Modell mit Klebkehle und Abrundung des metallischen Lasteinleitungselements (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	61
5.3	Effektiver thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_{T,eff}$ in r-Richtung eines AWW in Abhängigkeit der Faserorientierung	63
5.4	Ablauf der Gestaltoptimierung und Zusammenarbeit der verschiedenen Softwarebausteine	66
5.5	Einfluss der Geometrieparameter der Klebkehle auf den Wert der Kostenfunktion (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	68
5.6	Regressionsrechnung für die variablen Geometrieparameter (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	69
5.7	Position der berechneten Spannungswerte für Referenz und optimierte Variante (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	70

5.8	Maximale Hauptspannungen innerhalb der Matrixschicht (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	71
5.9	Konturplot mit maximalen Hauptspannungen in der Matrixschicht für V1 (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	72
5.10	Schälspannung $\sigma_{r',r'}$ in der Matrixschicht (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	72
5.11	Schubspannung $\sigma_{r',z'}$ in der Matrixschicht (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	73
5.12	Kraft-Weg-Verläufe der hybriden FKV-Metall-Prüfkörper (A_Sturm 2021; Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	75
5.13	Maximale Zugkräfte und Verbindungsfestigkeiten der hybriden FKV-Metall-Prüfkörper (A_Sturm 2021; Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	75
5.14	(a) Prüfkörper mit Klebkehle, (b) Metallisches Lasteinleitungselement nach der Zugprüfung, (c) Oberfläche des Laminats nach der Prüfung, (d) Schlibbild einer Klebkehle (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	76
5.15	FE-Modell mit außenliegenden und innenliegenden Lasteinleitungselement zur Analyse der thermischen Spannungen	78
5.16	Thermischer Einfluss bei außenliegendem Lasteinleitungselement und Abkühlung von 120°C auf Raumtemperatur	79
5.17	Thermischer Einfluss bei innenliegendem Lasteinleitungselement und Abkühlung von 120°C auf Raumtemperatur	80
5.18	Mechanische Prüfergebnisse für FKV-Metall-Bauteile mit außenliegenden Lasteinleitungselementen und $\beta = \pm 60^\circ$ (A_Zhao 2021)	81
5.19	Geprüfte FKV-Metall-Bauteile hergestellt bei (a) Raumtemperatur und (b) Prozesstemperatur (A_Zhao 2021)	82
5.20	Mechanische Prüfergebnisse für FKV-Metall-Bauteile mit innenliegenden Lasteinleitungselementen und $\beta = \pm 60^\circ$	83
5.21	Vergleich unterschiedlicher Formschlussverbindungen	84
5.22	Aufbau des FE-Modells zur Untersuchung formschlüssiger Lasteinleitungen	85
5.23	Schlibbild einer strukturierten FKV-Metall-Verbindung (A_Eyer 2019)	86
5.24	Numerische Ergebnisse der Optimierung des Multiskalenformschlusses	90
5.25	(a) 3D-gedrucktes Lasteinleitungselement für die Referenzgeometrie, (b) 3D-gedrucktes Lasteinleitungselement für die optimierte Geometrie, (c) Geschleuderte FKV-Metall-Referenz mit gedrucktem und abgedrehtem Lasteinleitungselement, (d) Geschleudertes FKV-Metall-Prüfkörper mit optimierten Geometrieparametern mit gedrucktem und abgedrehtem Lasteinleitungselement	91
5.26	Experimentelle Ergebnisse der hybriden FKV-Metall-Prüfkörper mit Multiskalenformschluss	92

5.27 (a) Risswachstum des Referenzbauteils während der Prüfung, (b) Geprüfter Versuchskörper der optimierten Variante mit Versagen des 3D-gedruckten Lasteinleitungselements im Bereich der Entlüftungsbohrungen	93
6.1 Tränkungssituation mit innenliegendem Lasteinleitungselement (eigene Darstellung nach (Koch 2017; Nieschlag; Seuffert u. a. 2021))	96
6.2 (a) Simulationsgebiet mit Einheitsbreite unter Ausnutzung von Symmetrien, (b) Darstellung des ebenen Simulationsnetzes mit Ein- und Auslass (A_Strack 2020; Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	97
6.3 Tränkungssituation zum Anfangszeitpunkt $t = 0$ (A_Strack 2020; Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	98
6.4 Aushärtegrad α für isotherme Prozessführung in Abhängigkeit der Zeit (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	100
6.5 Viskosität η in Abhängigkeit der Zeit für unterschiedliche isotherme Prozesstemperaturen (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	102
6.6 Ermittlung des äquivalenten Radius $r_{\text{äq}}$ eines Glasfaserlaminats mittels Computertomographieaufnahmen (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	102
6.7 Schematische Darstellung der Sensorintegration im Schleuderwerkzeug (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	105
6.8 Schleuderwerkzeug mit eingebautem Sensor (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	106
6.9 Entworfenen Schaltplan und geöffnete Sensorbox (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	107
6.10 Validierungsgeometrie des Schleuderbauteils (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	107
6.11 Tränkungsschritte bei einer Prozesstemperatur von 60 °C und einer Drehzahl von 1200 U/min (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	108
6.12 Tränkungsfortschritt in Abhängigkeit der Zeit für 60 °C Prozesstemperatur und 1200 U/min (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	109
6.13 Tränkungsdruck in Abhängigkeit der Zeit für 60 °C Prozesstemperatur und 1200 U/min (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	110
6.14 Vergleich von simulierten und gemessenen Zeiten bis zum Erreichen des Sensors (A_Sturm 2021; Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	112
6.15 Aufbau des Simulationsnetzes mit formschlüssigen Wellenschultern	114
6.16 Tränkungsschritte bei einer Prozesstemperatur von 110 °C und einer Drehzahl von 3000 U/min	115
6.17 Gegenüberstellung des Aushärtegrads α mit Aufnahmen des geöffneten Schleuderwerkzeugs nach 2, 4 und 6 Minuten bei einer Temperatur von 110 °C	116
A1 Konvergenzanalyse des FE-Modells (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)	VIII

A1 Konvergenzanalyse des numerischen Tränkungsmodells (Nieschlag; Seuffert
u. a. 2021)

IX

Tabellenverzeichnis

4.1	Potenzielle Oberflächenbehandlungen für das intrinsische Schleuderverfahren	42
4.2	Ausgewählte Oberflächenbehandlungen für die metallischen Lasteinleitungselemente	43
4.3	Verwendete Materialien und Prozessparameter	47
5.1	Übersicht über mechanische und thermische Belastungen	62
5.2	Lagenaufbauten mit Faserorientierung und K-Zahl des Faserbündels	64
5.3	Parameterraum	66
5.4	Korrelationen zwischen Kostenfunktion und Geometrieparametern	69
5.5	Gewählte Geometrieparameter für die experimentelle Validierung	70
5.6	Geometrieparameter Formschluss	88
6.1	Parameter für das kinetische Kamal-Sourour Modell nach dem Fitting mit isothermen DSC-Messungen (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	100
6.2	Gefittete Parameterwerte für das Castro-Macosko-Viskositätsmodell (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	101
6.3	Parameterwerte für das Permeabilitätsmodell (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	104
6.4	Berechnete Werte für radiale K_{\perp} und axiale Permeabilität K_{zz} (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	104
6.5	Ausgewählte Parameterkonfigurationen für die Validierung des numerischen Tränkungsmodells (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	110
6.6	Eingesetzte Materialien und gewählte Prozessparameter (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	111
6.7	Untere und obere Grenzen für die Simulation (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)	111
A1	Materialeigenschaften für Aluminium und Epoxidmatrix (Schürmann 2005, S. 132; Sicomin 2014)	VI
A2	Kennwerte für das Materialmodell des CFK (Barbero 2013, S. 102)	VI
A3	Festigkeitskennwerte für das Materialmodell des CFK (Barbero 2013, S. 168; VDI 2014 2006, S. 45 und S. 148)	VII

Anhang

A1 Materialkennwerte

Tabelle A1: Materialeigenschaften für Aluminium und Epoxidmatrix (Schürmann 2005, S. 132; Sicomin 2014)

	E (MPa)	ν	α_T (1/K)
Aluminium	70000	0,35	$2,3 \cdot 10^{-5}$
Matrix	3150	0,35	$6,7 \cdot 10^{-5}$

Tabelle A2: Kennwerte für das Materialmodell des CFK (Barbero 2013, S. 102)

Variable	Wert	Einheit
E_1	133860	MPa
E_2	7706	MPa
E_3	7706	MPa
G_{12}	4306	MPa
G_{13}	4306	MPa
G_{23}	2760	MPa
ν_{12}	0,301	
ν_{13}	0,301	
ν_{23}	0,396	
$\alpha_{T,11}$	$3,2 \cdot 10^{-7}$	1/K
$\alpha_{T,22}$	$2,6 \cdot 10^{-5}$	1/K
$\alpha_{T,33}$	$2,6 \cdot 10^{-5}$	1/K

Tabelle A3: Festigkeitskennwerte für das Materialmodell des CFK (Barbero 2013, S. 168; VDI 2014 2006, S. 45 und S. 148)

Variable	Wert	Einheit
Faserparallele Zugfestigkeit R_{\parallel}^t	1830	MPa
Faserparallele Druckfestigkeit R_{\parallel}^c	1096	MPa
Fasersenkrechte Zugfestigkeit R_{\perp}^t	57	MPa
Fasersenkrechte Druckfestigkeit R_{\perp}^c	228	MPa
Schubfestigkeit in der Schichtebene $R_{\perp\parallel}$	71	MPa
Neigungsparameter $p_{\perp\parallel}^t$	0,35	-
Neigungsparameter $p_{\perp\parallel}^c$	0,3	-
Neigungsparameter $p_{\perp\perp}^t$	0,3	-
Neigungsparameter $p_{\perp\perp}^c$	0,3	-
Parameter der Schwächung s_s	0,5	-
Parameter der Schwächung m_s	0,5	-

A2 Konvergenzanalyse des FE-Modells

Im Hinblick auf einen guten Kompromiss zwischen hoher Genauigkeit der Ergebnisse und Rechenzeit zeigt die Konvergenzanalyse im kritischen Bauteilbereich eine Konvergenz ab einer Elementgröße von 1 mm. In der Folge lassen sich auch durch feinere Netze mit mehr Elementen nur marginale Genauigkeitsverbesserungen erzielen. Deshalb wird eine Elementgröße von 0,1 mm festgesetzt.

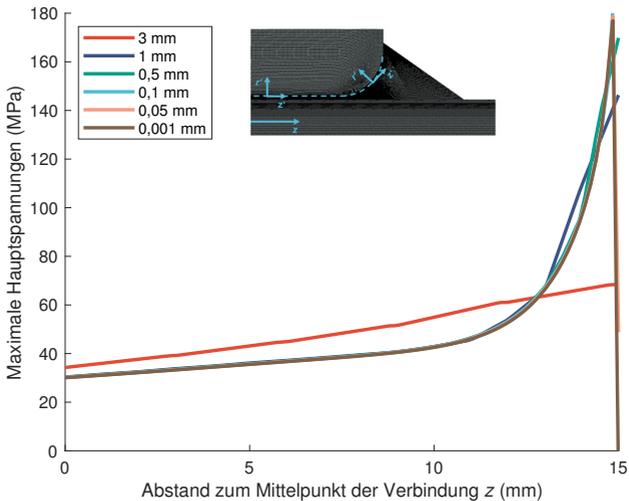


Abbildung A1: Konvergenzanalyse des FE-Modells (Nieschlag; Eisenhardt u. a. 2021)

A3 Konvergenzanalyse des numerischen Tränkungsmodells

Die optimale Anzahl an Elementen wird mit Hilfe einer Konvergenzanalyse bestimmt. Dafür wird der Druckanstieg an der späteren Messposition für 5 unterschiedlich feine Simulationsnetze verglichen. Das Netz mit 9000 Elementen liefert ein ähnliches Ergebnis wie die feineren Netze und wird daher verwendet, um Simulationszeit einzusparen.

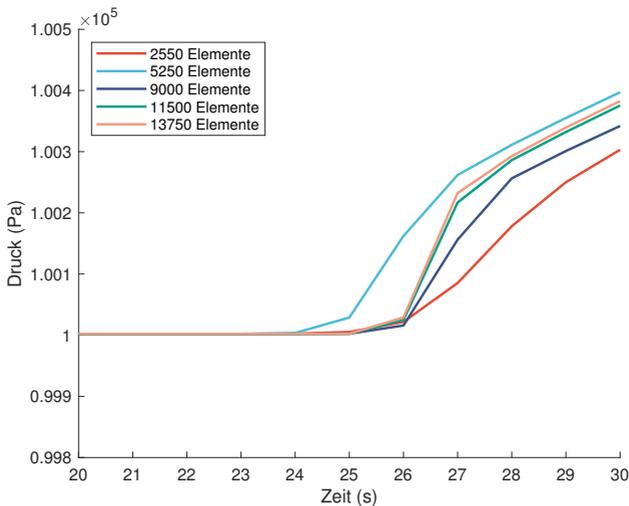


Abbildung A1: Konvergenzanalyse des numerischen Tränkungsmodells (Nieschlag; Seuffert u. a. 2021)

Forschungsberichte aus dem **wbk**
Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Bisher erschienene Bände:

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahlgeregelten Elektroantrieben

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

**Fräsen mit Schneidkeramik - Verhalten des System
Werkzeugmaschine-Werkzeug-Werkstück und Prozessanalyse**

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

**Entwicklung und Untersuchung hydrostatischer Lager für die
Axialkolbenmaschine**

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

**Digitale Drehzahlregelung unter der besonderen Berücksichtigung
von Quantisierungseffekten**

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

Graphisch interaktive NC-Programmierung von Drehteilen im Werkstattbereich

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

**Ein Beitrag zur Berechnung und Kompensation von Positionierfehlern an
Industrierobotern**

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

Automatisierte Inbetriebnahme und Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit numerisch gesteuerter Fertigungseinrichtungen

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

Konzeption und Realisierung eines strategischen, integrierten Gesamtplanungs- und -bearbeitungssystems zur Optimierung der Drehteilorganisation für auftragsbezogene Drehereien

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

Teilautomatisierte werkstattnahe NC-Programmerstellung im Umfeld einer integrierten Informationsverarbeitung

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

Prozessmodell Fräsen, Rechnerunterstützte Analyse, Optimierung und Überwachung

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

Einsatz von Prozessmodellen zur rechnerunterstützten Auslegung von Räumwerkzeugen

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme

Band 16

Dr.-Ing. Martin Ochs

Entwurf eines Programmsystems zur wissensbasierten Planung und Konfigurierung

Band 17

Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

Erhöhung der Verfügbarkeit von hochautomatisierten Produktionseinrichtungen mit Hilfe der Fertigungsleittechnik

Band 18

Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen

Band 19

Dr.-Ing. Rudolf Wieser

Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen

Band 20

Dr.-Ing. Edgar Schmitt

Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur

Band 21

Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

Verfügbarkeitssteigerung automatisierter Montagesysteme durch selbsttätige Behebung prozessbedingter Störungen

Band 22

Dr.-Ing. Dieter Buchberger

Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen

Band 23

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Rechnerunterstützte Technologieplanung für die flexibel automatisierte Fertigung von Abkantteilen

Band 24

Dr.-Ing. Lukas Loeffler

Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen

Band 25

Dr.-Ing. Thomas Friedmann

Integration von Produktentwicklung und Montageplanung durch neue rechnergestützte Verfahren

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozesssteuerung

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

Langhub-Innenrundhonen von Grauguss und Stahl mit einem elektromechanischem Vorschubsystem

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

Einflüsse des Festwalzens auf die Eigenspannungsverteilung und die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

Datenmodellgestützte Wissensverarbeitung zur Diagnose und Informationsunterstützung in technischen Systemen

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

Analyse, Modellbildung und Optimierung des Betriebsverhaltens von Kugelgewindetrieben

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

Automatisierung der Feinbearbeitung in der Fertigung von Hohlformwerkzeugen

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

Rechnergestützter Wissenserwerb zur Erstellung von Überwachungs- und Diagnoseexpertensystemen für hydraulische Anlagen

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

Rechnerintegrierte Erstellung und Verifikation von Steuerungsprogrammen als Komponente einer durchgängigen Planungsmethodik

Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

Rückführung von Fertigungsdaten zur Unterstützung einer fertigungsgerechten Konstruktion

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

Automatisierte Technologieplanung am Beispiel der Komplettbearbeitung auf Dreh-/Fräszellen

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

Entwicklung von Softwarewerkzeugen zur wissensbasierten Inbetriebnahme von komplexen Serienmaschinen

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

Rechnergestützte technische Problemlösung bei der Angebotserstellung von flexiblen Drehzellen

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Werkzeugmaschinen mit Integration von funktionsbasierter Strukturierung und Kostenschätzung

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

Technologieplanungssystem Fräsen. Wissensbasierte Auswahl von Werkzeugen, Schneidkörpern und Schnittbedingungen für das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

Rechnerunterstützte Qualitätssicherung bei der Produktion von Bauteilen mit frei geformten Oberflächen

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

Kalkulation in der Angebotsphase mit dem selbsttätig abgeleiteten Erfahrungswissen der Arbeitsplanung

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

Produktivitätssteigerung durch rechnerunterstütztes Einfahren von NC-Programmen

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

Verbesserung der Genauigkeit beim fünffachsignen Fräsen von Freiformflächen

Band 49

Dr.-Ing. Wolfgang Bernhart

Beitrag zur Bewertung von Montagevarianten: Rechnergestützte Hilfsmittel zur kostenorientierten, parallelen Entwicklung von Produkt und Montagesystem

Band 50

Dr.-Ing. Peter Ganghoff

Wissensbasierte Unterstützung der Planung technischer Systeme: Konzeption eines Planungswerkzeuges und exemplarische Anwendung im Bereich der Montagesystemplanung

Band 51

Dr.-Ing. Frank Maier

Rechnergestützte Prozessregelung beim flexiblen Gesenkbiegen durch Rückführung von Qualitätsinformationen

Band 52

Dr.-Ing. Frank Debus

Ansatz eines rechnerunterstützten Planungsmanagements für die Planung in verteilten Strukturen

Band 53

Dr.-Ing. Joachim Weinbrecht

Ein Verfahren zur zielorientierten Reaktion auf Planabweichungen in der Werkstattregelung

Band 54

Dr.-Ing. Gerd Herrmann

Reduzierung des Entwicklungsaufwandes für anwendungsspezifische Zellenrechnersoftware durch Rechnerunterstützung

Band 55

Dr.-Ing. Robert Wassmer

Verschleissentwicklung im tribologischen System Fräsen: Beiträge zur Methodik der Prozessmodellierung auf der Basis tribologischer Untersuchungen beim Fräsen

Band 56

Dr.-Ing. Peter Uebelhoer

Inprocess-Geometriemessung beim Honen

Band 57

Dr.-Ing. Hans-Joachim Schelberg

Objektorientierte Projektierung von SPS-Software

Band 58

Dr.-Ing. Klaus Boes

Integration der Qualitätsentwicklung in featurebasierte CAD/CAM-Prozessketten

Band 59

Dr.-Ing. Martin Schreiber

Wirtschaftliche Investitionsbewertung komplexer Produktionssysteme unter Berücksichtigung von Unsicherheit

Band 60

Dr.-Ing. Ralf Steuernagel

Offenes adaptives Engineering-Werkzeug zur automatisierten Erstellung von entscheidungsunterstützenden Informationssystemen

Band 62

Dr.-Ing. Uwe Schauer

Qualitätsorientierte Feinbearbeitung mit Industrierobotern: Regelungsansatz für die Freiformflächenfertigung des Werkzeug- und Formenbaus

Band 63

Dr.-Ing. Simone Loeper

Kennzahlengestütztes Beratungssystem zur Verbesserung der Logistikleistung in der Werkstattfertigung

Band 64

Dr.-Ing. Achim Raab

Räumen mit hartstoffbeschichteten HSS-Werkzeugen

Band 65,

Dr.-Ing. Jan Erik Burghardt

Unterstützung der NC-Verfahrenskette durch ein bearbeitungselementorientiertes, lernfähiges Technologieplanungssystem

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

Flexible Demontage technischer Gebrauchsgüter: Ansatz zur Planung und (teil-)automatisierten Durchführung industrieller Demontageprozesse

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

Optimierte Antriebskonzepte für Räummaschinen - Potentiale zur Leistungssteigerung

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuenger

Entwicklung neuer Verfahren zur automatisierten Erfassung der geometrischen Abweichungen an Linearachsen und Drehschwenkköpfen

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

Fraktionierung technischer Produkte mittels eines frei beweglichen Wasserstrahlwerkzeuges

Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

Kennzahlenbasiertes Bewertungssystem zur Beurteilung der Demontage- und Recyclingeignung von Produkten

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

Wechselwirkung zwischen der Maschinen- und Hauptspindelantriebsdynamik und dem Zerspanprozess beim Fräsen

Band 74

Dr.-Ing. Bernhard Neisius

Konzeption und Realisierung eines experimentellen Telemanipulators für die Laparoskopie

Band 75

Dr.-Ing. Wolfgang Walter

Erfolgsversprechende Muster für betriebliche Ideenfindungsprozesse. Ein Beitrag zur Steigerung der Innovationsfähigkeit

Band 76

Dr.-Ing. Julian Weber

Ein Ansatz zur Bewertung von Entwicklungsergebnissen in virtuellen Szenarien

Band 77

Dr.-Ing. Dipl. Wirtsch.-Ing. Markus Posur

Unterstützung der Auftragsdurchsetzung in der Fertigung durch Kommunikation über mobile Rechner

Band 78

Dr.-Ing. Frank Fleissner

Prozessorientierte Prüfplanung auf Basis von Bearbeitungsobjekten für die Kleinserienfertigung am Beispiel der Bohr- und Fräsbearbeitung

Band 79

Dr.-Ing. Anton Haberkern

Leistungsfähigere Kugelgewindetriebe durch Beschichtung

Band 80

Dr.-Ing. Dominik Matt

Objektorientierte Prozess- und Strukturinnovation (OPUS)

Band 81

Dr.-Ing. Jürgen Andres

Robotersysteme für den Wohnungsbau: Beitrag zur Automatisierung des Mauerwerkbaus und der Elektroinstallation auf Baustellen

Band 82

Dr.-Ing. Dipl.Wirtschaftsing. Simone Riedmiller

Der Prozesskalender - Eine Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Prozessen

Band 83

Dr.-Ing. Dietmar Tilch

Analyse der Geometrieparameter von Präzisionsgewinden auf der Basis einer Least-Squares-Estimation

Band 84

Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Oliver Stiefbold

Konzeption eines reaktionsschnellen Planungssystems für Logistikketten auf Basis von Software-Agenten

Band 85

Dr.-Ing. Ulrich Walter

Einfluss von Kühlschmierstoff auf den Zerspansprozess beim Fräsen: Beitrag zum Prozessverständnis auf Basis von zerspantechnischen Untersuchungen

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

Konzeption von teilautonomer Gruppenarbeit unter Berücksichtigung kultureller Einflüsse

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmer

Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

Optimierung der Zerspantechnik beim Fertigungsverfahren Wälzstossen: Analyse des Potentials zur Trockenbearbeitung

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion

Band 90

Dr.-Ing. Dirk Vossmann

Wissensmanagement in der Produktentwicklung durch Qualitätsmethodenverbund und Qualitätsmethodenintegration

Band 91

Dr.-Ing. Martin Plass

Beitrag zur Optimierung des Honprozesses durch den Aufbau einer Honprozessregelung

Band 92

Dr.-Ing. Titus Konold

Optimierung der Fünffachsfräsbearbeitung durch eine kennzahlenunterstützte CAM-Umgebung

Band 93

Dr.-Ing. Jürgen Brath

Unterstützung der Produktionsplanung in der Halbleiterfertigung durch risikoberücksichtigende Betriebskennlinien

Band 94

Dr.-Ing. Dirk Geisinger

Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung

Band 95

Dr.-Ing. Marco Lanza

Entwurf der Systemunterstützung des verteilten Engineering mit Axiomatic Design

Band 96

Dr.-Ing. Volker Hüntrup

Untersuchungen zur Mikrostrukturierbarkeit von Stählen durch das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 97

Dr.-Ing. Frank Reinboth

Interne Stützung zur Genauigkeitsverbesserung in der Inertialmesstechnik: Beitrag zur Senkung der Anforderungen an Inertialsensoren

Band 98

Dr.-Ing. Lutz Trender

Entwicklungsintegrierte Kalkulation von Produktlebenszykluskosten auf Basis der ressourcenorientierten Prozesskostenrechnung

Band 99

Dr.-Ing. Cornelia Kafka

Konzeption und Umsetzung eines Leitfadens zum industriellen Einsatz von Data-Mining

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

Theoretische und experimentelle Untersuchung eines bistabilen elektrohydraulischen Linearantriebs

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

Methode zur Unterstützung der variantengerechten Konstruktion von industriell eingesetzten Kleingeräten

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmälzle

Bewertungssystem für die Generalüberholung von Montageanlagen –Ein Beitrag zur wirtschaftlichen Gestaltung geschlossener Facility- Management- Systeme im Anlagenbau

Band 105

Dr.-Ing. Thorsten Frank

Vergleichende Untersuchungen schneller elektromechanischer Vorschubachsen mit Kugelgewindetrieb

Band 106

Dr.-Ing. Achim Agostini

Reihenfolgeplanung unter Berücksichtigung von Interaktionen: Beitrag zur ganzheitlichen Strukturierung und Verarbeitung von Interaktionen von Bearbeitungsobjekten

Band 107

Dr.-Ing. Thomas Barrho

Flexible, zeitfenstergesteuerte Auftragseinplanung in segmentierten Fertigungsstrukturen

Band 108

Dr.-Ing. Michael Scharer

Quality Gate-Ansatz mit integriertem Risikomanagement

Band 109

Dr.-Ing. Ulrich Suchy

Entwicklung und Untersuchung eines neuartigen Mischkopfes für das Wasser Abrasivstrahlschneiden

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

Charakterisierung eines optischen Messsystems und den Bedingungen des Arbeitsraums einer Werkzeugmaschine

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

Konsequent dezentralisierte Steuerung mit Industrial Ethernet und offenen Applikationsprotokollen

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

Turbulenzreaktionsprozesse

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

Fabrikplanung im turbulenten Umfeld

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönzheimer

Konzept zur Verbesserung der Elektromagnetischen Verträglichkeit (EMV) in Produktionssystemen durch intelligente Sensor/Aktor-Anbindung

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

Ein Reifemodell für die Bewertung und Entwicklung von Dienstleistungsorganisationen: Das Service Management Maturity Modell (SMMM)

Band 118

Dr.-Ing. Jörg Söhner

Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode

Band 119

Dr.-Ing. Judith Elsner

Informationsmanagement für mehrstufige Mikro-Fertigungsprozesse

Band 120

Dr.-Ing. Lijing Xie

Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method

Band 121

Dr.-Ing. Ansgar Blessing

Geometrischer Entwurf mikromechatronischer Systeme

Band 122

Dr.-Ing. Rainer Ebner

Steigerung der Effizienz mehrachsiger Fräsprozesse durch neue Planungsmethoden mit hoher Benutzerunterstützung

Band 123

Dr.-Ing. Silja Klinkel

Multikriterielle Feinplanung in teilautonomen Produktionsbereichen – Ein Beitrag zur produkt- und prozessorientierten Planung und Steuerung

Band 124

Dr.-Ing. Wolfgang Neithardt

Methodik zur Simulation und Optimierung von Werkzeugmaschinen in der Konzept- und Entwurfsphase auf Basis der Mehrkörpersimulation

Band 125

Dr.-Ing. Andreas Mehr

Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen mit kristallinen diamantbeschichteten Werkzeugen beim Fertigungsverfahren Wälzstoßen

Band 126

Dr.-Ing. Martin Gutmann

Entwicklung einer methodischen Vorgehensweise zur Diagnose von hydraulischen Produktionsmaschinen

Band 127

Dr.-Ing. Gisela Lanza

Simulative Anlaufunterstützung auf Basis der Qualitätsfähigkeiten von Produktionsprozessen

Band 128

Dr.-Ing. Ulf Dambacher

Kugelgewindetrieb mit hohem Druckwinkel

Band 129

Dr.-Ing. Carsten Buchholz

Systematische Konzeption und Aufbau einer automatisierten Produktionszelle für pulverspritzgegossene Mikrobauteile

Band 130

Dr.-Ing. Heiner Lang

Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten

Band 131

Dr.-Ing. Daniel Nesges

Prognose operationeller Verfügbarkeiten von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung von Serviceleistungen

Im Shaker Verlag erschienene Bände:

Band 132

Dr.-Ing. Andreas Bechle

Beitrag zur prozesssicheren Bearbeitung beim Hochleistungsfertigungsverfahren Wälzschäl

Band 133

Dr.-Ing. Markus Herm

Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke auf Basis von Business Capabilities

Band 134

Dr.-Ing. Hanno Tritschler

**Werkzeug- und Zerspanprozessoptimierung beim Hartfräsen
von Mikrostrukturen in Stahl**

Band 135

Dr.-Ing. Christian Munzinger

**Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung
von Werkzeugmaschinen**

Band 136

Dr.-Ing. Andreas Stepping

**Fabrikplanung im Umfeld von Wertschöpfungsnetzwerken und
ganzheitlichen Produktionssystemen**

Band 137

Dr.-Ing. Martin Dyck

**Beitrag zur Analyse thermische bedingter Werkstückdeformationen
in Trockenbearbeitungsprozessen**

Band 138

Dr.-Ing. Siegfried Schmalzried

**Dreidimensionales optisches Messsystem für eine effizientere
geometrische Maschinenbeurteilung**

Band 139

Dr.-Ing. Marc Wawerla

Risikomanagement von Garantieleistungen

Band 140

Dr.-Ing. Ivesa Buchholz

**Strategien zur Qualitätssicherung mikromechanischer Bauteile
mittels multisensorieller Koordinatenmesstechnik**

Band 141

Dr.-Ing. Jan Kotschenreuther

**Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspannung
auf den Bereich der Mikrobearbeitung**

Band 142

Dr.-Ing. Andreas Knödel

Adaptronische hydrostatische Drucktascheneinheit

Band 143

Dr.-Ing. Gregor Stengel

Fliegendes Abtrennen räumlich gekrümmter Strangpressprofile mittels Industrierobotern

Band 144

Dr.-Ing. Udo Weismann

Lebenszyklusorientiertes interorganisationelles Anlagencontrolling

Band 145

Dr.-Ing. Rüdiger Pabst

Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung

Band 146

Dr.-Ing. Jan Wieser

Intelligente Instandhaltung zur Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen

Band 147

Dr.-Ing. Sebastian Haupt

Effiziente und kostenoptimale Herstellung von Mikrostrukturen durch eine Verfahrenskombination von Bahnerosion und Laserablation

Band 148

Dr.-Ing. Matthias Schlipf

Statistische Prozessregelung von Fertigungs- und Messprozess zur Erreichung einer variabilitätsarmen Produktion mikromechanischer Bauteile

Band 149

Dr.-Ing. Jan Philipp Schmidt-Ewig

Methodische Erarbeitung und Umsetzung eines neuartigen Maschinenkonzeptes zur produktflexiblen Bearbeitung räumlich gekrümmter Strangpressprofile

Band 150

Dr.-Ing. Thomas Ender

Prognose von Personalbedarfen im Produktionsanlauf unter Berücksichtigung dynamischer Planungsgrößen

Band 151

Dr.-Ing. Kathrin Peter

**Bewertung und Optimierung der Effektivität von Lean Methoden
in der Kleinserienproduktion**

Band 152

Dr.-Ing. Matthias Schopp

Sensorbasierte Zustandsdiagnose und -prognose von Kugelgewindetrieben

Band 153

Dr.-Ing. Martin Kipfmüller

Aufwandsoptimierte Simulation von Werkzeugmaschinen

Band 154

Dr.-Ing. Carsten Schmidt

**Development of a database to consider multi wear mechanisms
within chip forming simulation**

Band 155

Dr.-Ing. Stephan Niggeschmidt

**Ausfallgerechte Ersatzteilbereitstellung im Maschinen- und Anlagenbau
mittels lastabhängiger Lebensdauerprognose**

Band 156

Dr.-Ing. Jochen Conrad Peters

**Bewertung des Einflusses von Formabweichungen in der
Mikro-Koordinatenmesstechnik**

Band 157

Dr.-Ing. Jörg Ude

**Entscheidungsunterstützung für die Konfiguration
globaler Wertschöpfungsnetzwerke**

Band 158

Dr.-Ing. Stefan Weiler

Strategien zur wirtschaftlichen Gestaltung der globalen Beschaffung

Band 159

Dr.-Ing. Jan Rühl

Monetäre Flexibilitäts- und Risikobewertung

Band 160

Dr.-Ing. Daniel Ruch

Positions- und Konturerfassung räumlich gekrümmter Profile auf Basis bauteilimmanenter Markierungen

Band 161

Dr.-Ing. Manuel Tröndle

Flexible Zuführung von Mikrobauteilen mit piezoelektrischen Schwingförderern

Band 162

Dr.-Ing. Benjamin Viering

Mikroverzahnungsnormal

Band 163

Dr.-Ing. Chris Becke

Prozesskraftrichtungsangepasste Frässtrategien zur schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an faserverstärkten Kunststoffen

Band 164

Dr.-Ing. Patrick Werner

Dynamische Optimierung und Unsicherheitsbewertung der lastabhängigen präventiven Instandhaltung von Maschinenkomponenten

Band 165

Dr.-Ing. Martin Weis

Kompensation systematischer Fehler bei Werkzeugmaschinen durch self-sensing Aktoren

Band 166

Dr.-Ing. Markus Schneider

Kompensation von Konturabweichungen bei gerundeten Strangpressprofilen durch robotergestützte Führungswerkzeuge

Band 167

Dr.-Ing. Ester M. R. Ruprecht

Prozesskette zur Herstellung schichtbasierter Systeme mit integrierten Kavitäten

Band 168

Dr.-Ing. Alexander Broos

Simulationsgestützte Ermittlung der Komponentenbelastung für die Lebensdauerprognose an Werkzeugmaschinen

Band 169

Dr.-Ing. Frederik Zanger

Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V

Band 170

Dr.-Ing. Benjamin Behmann

Servicefähigkeit

Band 171

Dr.-Ing. Annabel Gabriele Jondral

Simulationsgestützte Optimierung und Wirtschaftlichkeitsbewertung des Lean-Methodeneinsatzes

Band 172

Dr.-Ing. Christoph Ruhs

Automatisierte Prozessabfolge zur qualitätssicheren Herstellung von Kavitäten mittels Mikrobahnerosion

Band 173

Dr.-Ing. Steven Peters

Markoffsche Entscheidungsprozesse zur Kapazitäts- und Investitionsplanung von Produktionssystemen

Band 174

Dr.-Ing. Christoph Kühlewein

Untersuchung und Optimierung des Wälzschälverfahrens mit Hilfe von 3D-FEM-Simulation – 3D-FEM Kinematik- und Spanbildungssimulation

Band 175

Dr.-Ing. Adam-Mwanga Dieckmann

Auslegung und Fertigungsprozessgestaltung sintergefügter Verbindungen für μ MIM-Bauteile

Band 176

Dr.-Ing. Heiko Hennrich

Aufbau eines kombinierten belastungs- und zustandsorientierten Diagnose- und Prognosesystems für Kugelgewindetriebe

Band 177

Dr.-Ing. Stefan Herder

Piezoelektrischer Self-Sensing-Aktor zur Vorspannungsregelung in adaptiven Kugelgewindetriebe

Band 178

Dr.-Ing. Alexander Ochs

Ultraschall-Strömungsgreifer für die Handhabung textiler Halbzeuge bei der automatisierten Fertigung von RTM-Bauteilen

Band 179

Dr.-Ing. Jürgen Michna

Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4

Band 180

Dr.-Ing. Jörg Elser

Vorrichtungsfreie räumliche Anordnung von Fügepartnern auf Basis von Bauteilmarkierungen

Band 181

Dr.-Ing. Katharina Klimscha

Einfluss des Fügspalts auf die erreichbare Verbindungsqualität beim Sinterfügen

Band 182

Dr.-Ing. Patricia Weber

Steigerung der Prozesswiederholbarkeit mittels Analyse akustischer Emissionen bei der Mikrolaserablation mit UV-Pikosekundenlasern

Band 183

Dr.-Ing. Jochen Schädel

Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln

Band 184

Dr.-Ing. Martin Krauß

Aufwandsoptimierte Simulation von Produktionsanlagen durch Vergrößerung der Geltungsbereiche von Teilmodellen

Band 185

Dr.-Ing. Raphael Moser

Strategische Planung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung von Wandlungsbedarf und Wandlungszeitpunkt mittels multikriterieller Optimierung

Band 186

Dr.-Ing. Martin Otter

Methode zur Kompensation fertigungsbedingter Gestaltabweichungen für die Montage von Aluminium Space-Frame-Strukturen

Band 187

Dr.-Ing. Urs Leberle

Produktive und flexible Gleitförderung kleiner Bauteile auf phasenflexiblen Schwingförderern mit piezoelektrischen 2D-Antriebselementen

Band 188

Dr.-Ing. Johannes Book

Modellierung und Bewertung von Qualitätsmanagementstrategien in globalen Wertschöpfungsnetzwerken

Band 189

Dr.-Ing. Florian Ambrosy

Optimierung von Zerspanungsprozessen zur prozesssicheren Fertigung nanokristalliner Randschichten am Beispiel von 42CrMo4

Band 190

Dr.-Ing. Adrian Kölmel

Integrierte Messtechnik für Prozessketten unreifer Technologien am Beispiel der Batterieproduktion für Elektrofahrzeuge

Band 191

Dr.-Ing. Henning Wagner

Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen

Band 192

Dr.-Ing. Johannes Gebhardt

**Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen
Lasteinleitungselementen**

Band 193

Dr.-Ing. Jörg Bauer

**Hochintegriertes hydraulisches Vorschubsystem für die Bearbeitung kleiner
Werkstücke mit hohen Fertigungsanforderungen**

Band 194

Dr.-Ing. Nicole Stricker

Robustheit verketteter Produktionssysteme

Robustheitsevaluation und Selektion des Kennzahlensystems der Robustheit

Band 195

Dr.-Ing. Anna Sauer

**Konfiguration von Montagelinien unreifer Produkttechnologien am Beispiel der
Batteriemontage für Elektrofahrzeuge**

Band 196

Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc

Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen

Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik

Band 197

Dr.-Ing. Frederic Förster

**Geregeltes Handhabungssystem zum zuverlässigen und energieeffizienten
Handling textiler Kohlenstofffaserzuschnitte**

Band 198

Dr.-Ing. Nikolay Boev

**Numerische Beschreibung von Wechselwirkungen zwischen Zerspanprozess und
Maschine am Beispiel Räumen**

Band 199

Dr.-Ing. Sebastian Greinacher

**Simulationsgestützte Mehrzieloptimierung schlanker und ressourceneffizienter
Produktionssysteme**

Band 200

Dr.-Ing. Benjamin Häfner

Lebensdauerprognose in Abhängigkeit der Fertigungsabweichungen bei Mikroverzahnungen

Band 201

Dr.-Ing. Stefan Klotz

Dynamische Parameteranpassung bei der Bohrungsherstellung in faserverstärkten Kunststoffen unter zusätzlicher Berücksichtigung der Einspannsituation

Band 202

Dr.-Ing. Johannes Stoll

Bewertung konkurrierender Fertigungsfolgen mittels Kostensimulation und stochastischer Mehrzieloptimierung

Anwendung am Beispiel der Blechpaketfertigung für automobiler Elektromotoren

Band 203

Dr.-Ing. Simon-Frederik Koch

Fügen von Metall-Faserverbund-Hybridwellen im Schleuderverfahren ein Beitrag zur fertigungsgerechten intrinsischen Hybridisierung

Band 204

Dr.-Ing. Julius Ficht

Numerische Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse

Band 205

Dr.-Ing. Manuel Baumeister

Automatisierte Fertigung von Einzelblattstapeln in der Lithium-Ionen-Zellproduktion

Band 206

Dr.-Ing. Daniel Bertsch

Optimierung der Werkzeug- und Prozessauslegung für das Wälzschälen von Innenverzahnungen

Band 207

Dr.-Ing. Kyle James Kippenbrock

Deconvolution of Industrial Measurement and Manufacturing Processes for Improved Process Capability Assessments

Band 208

Dr.-Ing. Farboud Bejnoud

Experimentelle Prozesskettenbetrachtung für Räumbauteile am Beispiel einer einsatzgehärteten PKW-Schiebemuffe

Band 209

Dr.-Ing. Steffen Dosch

Herstellungsübergreifende Informationsübertragung zur effizienten Produktion von Werkzeugmaschinen am Beispiel von Kugelgewindetrieben

Band 210

Dr.-Ing. Emanuel Moser

Migrationsplanung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung robuster Migrationspfade und risiko-effizienter Wandlungsbefähiger

Band 211

Dr.-Ing. Jan Hochdörffer

Integrierte Produktallokationsstrategie und Konfigurationssequenz in globalen Produktionsnetzwerken

Band 212

Dr.-Ing. Tobias Arndt

Bewertung und Steigerung der Prozessqualität in globalen Produktionsnetzwerken

Band 213

Dr.-Ing. Manuel Peter

Unwuchtminimale Montage von Permanentmagnetrotoren durch modellbasierte Online-Optimierung

Band 214

Dr.-Ing. Robin Kopf

Kostenorientierte Planung von Fertigungsfolgen additiver Technologien

Band 215

Dr.-Ing. Harald Meier

**Einfluss des Räumens auf den Bauteilzustand in der Prozesskette
Weichbearbeitung – Wärmebehandlung – Hartbearbeitung**

Band 216

Dr.-Ing. Daniel Brabandt

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels
optischer Messtechnik**

Band 217

Dr.-Ing. Alexandra Schabunow

**Einstellung von Aufnahmeparametern mittels projektionsbasierter Qualitäts-
kenngrößen in der industriellen Röntgen-Computertomographie**

Band 218

Dr.-Ing. Jens Bürgin

Robuste Auftragsplanung in Produktionsnetzwerken

Mittelfristige Planung der variantenreichen Serienproduktion unter Unsicherheit
der Kundenauftragskonfigurationen

Band 219

Dr.-Ing. Michael Gerstenmeyer

**Entwicklung und Analyse eines mechanischen Oberflächenbehandlungs-
verfahrens unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges**

Band 220

Dr.-Ing. Jacques Burtcher

**Erhöhung der Bearbeitungsstabilität von Werkzeugmaschinen durch
semi-passive masseneinstellbare Dämpfungssysteme**

Band 221

Dr.-Ing. Dietrich Berger

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels prozess-
integrierter Wirbelstromsensor-Arrays**

Band 222

Dr.-Ing. Fabian Johannes Ballier

Systematic gripper arrangement for a handling device in lightweight production processes

Band 223

Dr.-Ing. Marielouise Schäferling, geb. Zaiß

Development of a Data Fusion-Based Multi-Sensor System for Hybrid Sheet Molding Compound

Band 224

Dr.-Ing. Quirin Spiller

Additive Herstellung von Metallbauteilen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiformen

Band 225

Dr.-Ing. Andreas Spohrer

Steigerung der Ressourceneffizienz und Verfügbarkeit von Kugelgewindetrieben durch adaptive Schmierung

Band 226

Dr.-Ing. Johannes Fisel

Veränderungsfähigkeit getakteter Fließmontagesysteme

Planung der Fließbandabstimmung am Beispiel der Automobilmontage

Band 227

Dr.-Ing. Patrick Bollig

Numerische Entwicklung von Strategien zur Kompensation thermisch bedingter Verzüge beim Bohren von 42CrMo4

Band 228

Dr.-Ing. Ramona Pfeiffer, geb. Singer

Untersuchung der prozessbestimmenden Größen für die anforderungsgerechte Gestaltung von Pouchzellen-Verpackungen

Band 229

Dr.-Ing. Florian Baumann

Additive Fertigung von endlosfaserverstärkten Kunststoffen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiform Verfahren

Band 230

Dr.-Ing. Tom Stähr

Methodik zur Planung und Konfigurationsauswahl skalierbarer Montagesysteme – Ein Beitrag zur skalierbaren Automatisierung

Band 231

Dr.-Ing. Jan Schwennen

Einbringung und Gestaltung von Lasteinleitungsstrukturen für im RTM-Verfahren hergestellte FVK-Sandwichbauteile

Band 232

Dr.-Ing. Sven Coutandin

Prozessstrategien für das automatisierte Preforming von bebinderten textilen Halbzeugen mit einem segmentierten Werkzeugsystem

Band 233

Dr.-Ing. Christoph Liebrecht

Entscheidungsunterstützung für den Industrie 4.0-Methodeneinsatz
Strukturierung, Bewertung und Ableitung von Implementierungsreihenfolgen

Band 234

Dr.-Ing. Stefan Treber

Transparenzsteigerung in Produktionsnetzwerken
Verbesserung des Störungsmanagements durch verstärkten Informationsaustausch

Band 235

Dr.-Ing. Marius Dackweiler

Modellierung des Fügewickelprozesses zur Herstellung von leichten Fachwerkstrukturen

Band 236

Dr.-Ing. Fabio Echsler Minguillon

Prädiktiv-reaktives Scheduling zur Steigerung der Robustheit in der Matrix-Produktion

Band 237

Dr.-Ing. Sebastian Haag

Entwicklung eines Verfahrensablaufes zur Herstellung von Batteriezellstapeln mit großformatigem, rechteckigem Stapelformat und kontinuierlichen Materialbahnen

Band 238

Dr.-Ing. Raphael Wagner

Strategien zur funktionsorientierten Qualitätsregelung in der Serienproduktion

Band 239

Dr.-Ing. Christopher Ehrmann

Ausfallfrüherkennung von Ritzel-Zahnstangen- Trieben mittels Acoustic Emission

Band 240

Dr.-Ing. Janna Hofmann

Prozessmodellierung des Fünf-Achs-Nadelwickelns zur Implementierung einer trajektoriebasierten Drahtzugkraftregelung

Band 241

Dr.-Ing. Andreas Kuhnle

**Adaptive Order Dispatching based on Reinforcement Learning
Application in a Complex Job Shop in the Semiconductor Industry**

Band 242

Dr.-Ing. Andreas Greiber

**Fertigung optimierter technischer Oberflächen durch eine Verfahrenskombination aus Fliehkraft-Tauchgleitschleifen und Laserablation
Prozesseinflüsse und Prozessauslegung**

Band 243

Dr.-Ing. Jan Niclas Eschner

Entwicklung einer akustischen Prozessüberwachung zur Porenbestimmung im Laserstrahlschmelzen

Band 244

Dr.-Ing. Sven Roth

Schädigungsfreie Anbindung von hybriden FVK/Metall-Bauteilen an metallische Tragstrukturen durch Widerstandspunktschweißen

Band 245

Dr.-Ing. Sina Kathrin Peukert

Robustheitssteigerung in Produktionsnetzwerken mithilfe eines integrierten Störungsmanagements

Band 246

Dr.-Ing. Alexander Jacob

Hochiterative Technologieplanung

Rekursive Optimierung produkt- und fertigungsbezogener Freiheitsgrade am Beispiel der hybrid-additiven Fertigung

Band 247

Dr.-Ing. Patrick Moll

Ressourceneffiziente Herstellung von Langfaser-Preforms im Faserblasverfahren

Band 248

Dr.-Ing. Eric Thore Segebade

Erhöhung der Verschleißbeständigkeit von Bauteilen aus Ti-6Al-4V mittels simulationsgestützter Zerspanung und mechanischer Mikrotextrurierung

Band 249

Dr.-Ing. Shun Yang

Regionalized implementation strategy of smart automation within assembly systems in China

Band 250

Dr.-Ing. Constantin Carl Hofmann

Vorausschauende und reaktive Mehrzieloptimierung für die Produktionssteuerung einer Matrixproduktion

Band 251

Dr.-Ing. Paul Ruhland

Prozesskette zur Herstellung von hybriden Faser-Metall-Preforms
Modellbildung und Optimierung des Binderauftrags und der Drapierung für stabförmige Bauteile

Band 252

Dr.-Ing. Leonard Schild

Erzeugung und Verwendung von Anwendungswissen in der industriellen Computertomographie

Band 253

Dr.-Ing. Benedikt Klee

Analyse von Phaseninformationen in Videodaten zur Identifikation von Schwingungen in Werkzeugmaschinen

Band 254

Dr.-Ing. Bruno Vargas

Wälzschalen mit kleinen Achskreuzwinkeln

Prozessgrenzen und Umsetzbarkeit

Band 255

Dr.-Ing. Lucas Bretz

Function-oriented in-line quality assurance of hybrid sheet molding compound

Band 256

Dr.-Ing. Bastian Rothaupt

Dämpfung von Bauteilschwingungen durch einstellbare Werkstückdirektspannung mit Hydrodehnspanntechnik

Band 257

Dr.-Ing. Daniel Kupzik

Robotic Swing Folding of three-dimensional UD-tape-based Reinforcement Structures

Band 258

Dr.-Ing. Bastian Verhaelen

(De-)Zentralisierung von Entscheidungen in globalen Produktionsnetzwerken

Strategie- und komplexitätsorientierte Gestaltung der Entscheidungsautonomie

Band 259

Dr.-Ing. Hannes Wilhelm Weinmann

Integration des Vereinzelungs- und Stapelbildungsprozesses in ein flexibel und kontinuierlich arbeitendes Anlagenmodul für die Li-Ionen Batteriezellfertigung

Band 260

Dr.-Ing. Florian Stamer

Dynamische Lieferzeit-Preisgestaltung in variantenreicher Produktion

Ein adaptiver Ansatz mithilfe von Reinforcement Learning

Band 261

Dr.-Ing. Patrick Neuenfeldt

Modellbildung des Tauchgleitschleifens zur Abtrag- und Topografievorhersage an komplexen Geometrien

Band 262

Dr.-Ing. Boris Matuschka

Energieeffizienz in Prozessketten: Analyse und Optimierung von Energieflüssen bei der Herstellung eines PKW-Getriebebauteils aus 16MnCr5

Band 263

Dr.-Ing. Tobias Schlagenhau

Bildbasierte Quantifizierung und Prognose des Verschleißes an Kugelgewindetriebspindeln

Ein Beitrag zur Zustandsüberwachung von Kugelgewindetrieben mittels Methoden des maschinellen Lernens

Band 264

Dr.-Ing. Benedict Stampfer

Entwicklung eines multimodalen Prozessmodells zur Oberflächenkonditionierung beim Außenlängsdrehen von 42CrMo4

Band 265

Dr.-Ing. Carmen Maria Krahe

KI-gestützte produktionsgerechte Produktentwicklung

Automatisierte Wissensextraktion aus vorhandenen Produktgenerationen

Band 266

Dr.-Ing. Markus Netzer

Intelligente Anomalieerkennung für hochflexible Produktionsmaschinen

Prozessüberwachung in der Brownfield Produktion

Band 267

Dr.-Ing. Simon Raphael Merz

Analyse der Kinematik und Kinetik von Planetenwälzgewindetrieben

Band 268

Dr.-Ing. Rainer Maria Silbernagel

Funktionsorientierte Qualitätsregelung in Produktionsnetzwerken

Qualitätsmanagement in der Produktion hochpräziser Produkte durch netzwerkweite Datenintegration

Band 269

Dr.-Ing. Jonas Nieschlag

Gestaltung und Prozessanalyse für im Schleuderverfahren hergestellte FKV-Metall-Hohlstrukturen

wbk Institut für Produktionstechnik Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Zum Buch

Die zunehmenden Auswirkungen des Klimawandels erfordern Lösungen, um den Ausstoß von klimaschädlichen Treibhausgasen zu reduzieren. Eine Möglichkeit ist der Einsatz von Leichtbaukomponenten. Entsprechende Bauteile aus duroplastischer Matrix mit Endlosfaserverstärkung können mit dem Schleuderverfahren intrinsisch hergestellt werden. Bei der intrinsischen Hybridisierung werden FKV und Metall durch Ur- oder Umformen verbunden, ohne das nachgeschaltete Fügeverfahren notwendig sind. Dafür wird ein trockener Faserpreform zusammen mit metallischen Funktionselementen in eine geschlossene Werkzeugform gegeben und unter Rotation mit einer duroplastischen Matrix imprägniert. Jedoch sind die mechanischen Festigkeiten der Hybridverbindungen und die erreichbaren Zykluszeiten für die Imprägnierung und Aushärtung unbekannt.

Um diesen bestehenden Defiziten zu begegnen, wird ein Lösungsansatz entwickelt. Dieser umfasst die mechanische Charakterisierung von geschleuderten FVK-Metall-Bauteilen, den Aufbau von Finite-Elemente-Modellen zur Designoptimierung und die Entwicklung einer numerischen Formfüllsimulation zur Bestimmung des optimalen Entformungszeitpunkts.

Zunächst werden Zugversuche durchgeführt, um geeignete Oberflächenbehandlungen für die metallischen Lasteinleitungselemente zu identifizieren. Basierend auf diesen Erkenntnissen werden numerische Simulationsmodelle zur Optimierung von geschleuderten FVK-Metall-Zugstangen mit stoff- und form-schlüssigen Verbindungen entwickelt. Die FE-Modelle werden parametrisiert, sodass die Geometrieparameter in vorgegebenen Grenzen verändert werden können. Weiterhin wird eine numerische Formfüllsimulation entwickelt, um die Imprägnier- und Aushärtezeiten zu bestimmen. Die berechneten Zeiten werden mit experimentellen Ergebnissen validiert.

ISBN 978-3-8440-9120-5



9

**SHAKER
VERLAG**