

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

Marius Dackweiler

**Modellierung des Fügewickelprozesses
zur Herstellung von leichten
Fachwerkstrukturen**

Band 235



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

Marius Dackweiler

Modellierung des Fügewickelprozesses zur Herstellung von leichten Fachwerkstrukturen

Band 235

Modellierung des Fügewickelprozesses zur Herstellung von leichten Fachwerkstrukturen

Zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
von der KIT- Fakultät für Maschinenbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte
Dissertation
von

Marius Dackweiler, M.Sc.
aus Bergheim

Tag der mündlichen Prüfung: 20.05.2020
Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Korreferent: Prof. Prof. hon. Prof. hon. Dr. Tim A. Osswald

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., 2020

Copyright Shaker Verlag 2020

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

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-7517-5

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 des Herausgebers

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 soll im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) berichtet werden. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich sowohl mit der Leistungssteigerung von Fertigungsverfahren und zugehörigen Werkzeugmaschinen- und Handhabungstechnologien als auch mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung des gesamten Produktionssystems. 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).

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer für die Betreuung meiner wissenschaftlichen Arbeit als Hauptreferent, die vielen konstruktiven Diskussionen und das mir entgegengebrachte Vertrauen sowie die immer motivierenden und aufmunternden Worte während meiner Arbeit am Institut. Weiter danke ich Herrn Prof. Prof. hon. Prof. hon. Dr. Tim A. Osswald für sein großes Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Korreferats sowie für die herzliche Gastfreundschaft am Polymer Engineering Center (PEC) in Madison und die wissenschaftlichen Diskussionen während meines dortigen Forschungsaufenthaltes. Ebenfalls gilt mein Dank Herrn Prof. Dr. sc. techn. Thomas Koch für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Dem Karlsruher House of Young Scientists (KHYS) danke ich für die Förderung meines Forschungsaufenthaltes an der University of Wisconsin in Madison sowie der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die Förderung des Projekts „Modellierung des Faserfugewickels zum Verbinden von Leichtbauprofilen“, in dessen Rahmen die vorliegende Arbeit überwiegend entstanden ist.

Allen Kolleginnen und Kollegen sowie Ehemaligen am wbk, insbesondere im Bereich „Maschinen, Anlagen und Prozessautomatisierung“, danke ich für die freundschaftliche Atmosphäre am Institut, die kollegiale Zusammenarbeit und die vielen gemeinsamen Stunden außerhalb des Arbeitsalltags. Auch möchte ich mich an dieser Stelle bei allen Sekretariaten, allen Service-Centern und insbesondere der Werkstatt für die Unterstützung sowie die freundschaftliche und gute Zusammenarbeit während meiner Zeit am Institut danken. Gleiches gilt für alle Studierende, die im Rahmen von Abschlussarbeiten oder als wissenschaftliche Hilfskräfte zum Gelingen meiner wissenschaftlichen Arbeit beigetragen haben. Meinen Kollegen und Freunden Sven Coutandin und Janna Hofmann sowie meinem Bruder Jonas möchte ich einen besonderen Dank für die fachliche Korrektur der Dissertation aussprechen.

Abschließend möchte ich meinen ganz besonderen Dank meiner Familie zukommen lassen, die mich in all den Jahren bedingungslos unterstützt und stets den notwendigen Rückhalt gegeben hat. Ich danke daher vor allem meinen Eltern Petra und Günter, die mir das Studium und die anschließende Promotion erst ermöglicht haben, sowie meiner Großmutter Helga und meinen Geschwistern Thomas, Alexandra und Jonas.

Karlsruhe, im Mai 2020

Marius Dackweiler

Abstract

Changing ecological awareness and legal conditions lead to an increased use of lightweight components made of fibre composites in industrial applications. Therefore, this thesis focuses on a novel process for joining profiles made of such composite materials. First, fundamental investigations on the process with a winding ring, guided by a vertical articulated robot, were conducted in (Schädel 2014). Based on this study, the aim of this thesis is to model the wound joint and its associated kinematics to increase the flexibility and reproducibility of the process.

According to the state of the art, winding for joining hollow profiles differs from existing joining techniques due to its high lightweight potential and design freedom. To fully utilize this potential, however, a complete modeling of winding paths as well as the movements in the process is necessary. Approaches for this have already been presented, though they mainly refer to the fiber winding with a rotating mandrel and to simple, rotationally symmetrical geometries.

In order to compensate the existing deficits and to achieve the goal of modeling the joining process, a modular approach is presented. This consists of single modules for modelling the windings, the methodology for the simulation of mechanical load capacity, the kinematic modelling as well as model validation. First, the variables relevant for the model are identified, with the variance of winding patterns determined by manual winding tests. The friction of the fibers when deposited on the profile surface is investigated as it is an important parameter in the modelling process. Modelling the winding paths requires first a mathematical description of the surfaces for both profiles. On this basis, the winding paths on the longitudinal profile are generated using a stepwise algorithm for non-geodetic curves. These curves are continued tangentially in the transition area between both profiles and modelled on the longitudinal profile using a cubic function. An iterative algorithm optimizes the curve with respect to the maximum slip angle in order to avoid fiber slippage. In addition, the methodology developed for the structure of a FEM simulation allows qualitative statements with material parameters to be determined in the future about the load-bearing capacity of the joint. Modeling the movements during the process is based on the geometries of the robot and winding ring. Together with the points of the modelled winding pattern and the geometry parameters of the profiles, the individual joint positions and the rotor position of the winding ring can be determined for each step using inverse kinematics. An iterative algorithm for collision avoidance of the winding ring with the profiles is applied in each calculation step.

The winding unit is redesigned and assembled in a prototype with a new drive and bearing concept for the rotor and a self-regulating roving pre-tensioning module. The control commands required for the movements are automatically derived from existing models. Model validation is carried out by experimental winding tests with different profiles (DoE). The joints are evaluated by a comparison of the position of the individual windings and the nominal positions from the modelling.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungen	IV
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Aufbau der Arbeit	2
2 Stand der Forschung und Technik	4
2.1 Mathematische Grundlagen und Grundbegriffe	4
2.1.1 Kurven	4
2.1.2 Flächen	6
2.1.3 Flächenkurven	7
2.1.4 Geodätische Linien	8
2.1.5 Rotationsmatrix, orthogonale Projektion und Spiegelung	9
2.2 Verbindungstechniken für Leichtbauprofile	9
2.3 Faserwickeln	12
2.3.1 Faserwickeln mit rotierendem Dorn	13
2.3.2 Faserwickeln mit rotierender Kinematik	15
2.3.3 Faserwickeln als Fügeverfahren	16
2.3.4 Randbedingungen und Eigenschaften beim Faserwickeln	17
2.3.5 Modellierung und Optimierung von Wickelpfaden	19
2.4 Bewegungssimulation und Bahnplanung	24
2.4.1 Roboterkinematik	24
2.4.2 Bahnplanung	27
2.5 Bewertung des Stands der Forschung und Technik	30
2.5.1 Zusammenfassung	30
2.5.2 Vorteile und Defizite des Fügewickelffahrens	31
3 Zielsetzung, Lösungsansatz und Vorgehensweise	34
3.1 Zielsetzung	34
3.2 Lösungsansatz	35

3.3	Vorgehensweise	37
4	Charakterisierung	40
4.1	Systemgrenze und Einflussgrößen	40
4.1.1	Systemgrenze	40
4.1.2	Einflussgrößen	42
4.2	Systematik von Wickelmustern	45
4.3	Rutschgrenze beim Faserwickeln	50
4.3.1	Methoden zur Untersuchung des Reibverhaltens	51
4.3.2	Experimentelle Untersuchung des Reibverhaltens	54
5	Modellierung	65
5.1	Modellannahmen	65
5.2	Oberflächengeometrie	66
5.3	Wickelpfade	70
5.3.1	Wickelpfade auf dem Flansch des Querprofils	71
5.3.2	Wickelpfade im Übergang von Quer- zu Längsprofil	77
5.3.3	Wickelpfade auf dem Längsprofil	79
5.3.4	Optimierung der Wickelpfade hinsichtlich der Rutschneigung	80
5.3.5	Wickelmuster	85
5.4	Methodik zur FEM-Simulation der Wickelverbindung	87
5.4.1	Aufbau des FEM-Simulationsmodells	88
5.4.2	Simulative Optimierung der Fügeverbindung	92
5.5	Kinematik	94
5.5.1	Geometrie der Wickeleinheit	94
5.5.2	Geometrie des Vertikal-Knickarm-Roboters mit zusätzlicher Drehachse	99
5.5.3	Trajektorie des Fadenauges	102
5.5.4	Kollisionsbedingungen	103
5.5.5	Modellaufbau und Simulationsablauf	106
6	Wickeleinheit und Prozesssteuerung	112
6.1	Weiterentwicklung und Konstruktion der Wickeleinheit	112

6.1.1	Systemanalyse und Anforderungsliste	113
6.1.2	Systemstruktur und Teillösungen	115
6.1.3	Realisierung	118
6.2	Prozesssteuerung	123
6.2.1	Steuerungskonzept	123
6.2.2	Synchronisation der Bewegungen	125
7	Validierung und Bewertung	128
7.1	Herstellung von Fügeverbindungen	128
7.2	Messstrategie und Auswertung	133
7.3	Diskussion der Ergebnisse	141
8	Zusammenfassung und Ausblick	150
8.1	Zusammenfassung	150
8.2	Ausblick	152
	Literaturverzeichnis	154
	Abbildungsverzeichnis	I
	Tabellenverzeichnis	VIII
	Anhang	X

Abkürzungen

Formelzeichen	Größe	Einheit
ASTM	American Society for Testing and Materials	
CAD	Computer Aided Design	
CAE	Computer Aided Engineering	
CIRC	Zirkularbahn	
DH	Denavit-Hartenberg	
DOE	Design of Experiments	
FEM	Finite Elemente Methode	
FKV	Faserverbund-Kunststoff	
LIN	Linearbewegung	
PA6	Polyamid 6	
PID	Proportional-, Integral-, Differential-Regelung	
PTP	Point to Point-Bahn	
PWM	Pulsweitenmodulation	
RGB	Rot-Grün-Blau-Farbraum	
RPY	Roll-Pitch-Yaw	
SPL	Splinebahn	
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung	
STL	Stereolithographie	
TCP	Tool-Center-Point	
tex	Einheit für die Feinheit von Textilien	
URDF	Unified Robot Description Format	
XML	<i>Extensible Markup Language</i>	
a	Schrittweite	
a_0, a_1, a_2, a_3	Koeffizienten der kubischen Ansatzfunktion	
$a_{dh,i}$	Translation der DH-Transformation	[mm]
a_{safety}	Sicherheitsabstand zwischen Wickeleinheit und Profilen	[mm]

$a_{streckung}$	Streckung der Übergangsgeraden	
a_{tan}	Freie Rovinglänge zwischen dem Ablagepunkt und dem Fadenaug	[mm]
b	Binormalvektor	
b_1, b_2	Längen zur Charakterisierung der Profile	[mm]
b_{oben}	Sicherheitsabstand am oberen Bereich des nutzbaren Flanschradius	[mm]
b_{unten}	Abstand am unteren Bereich des nutzbaren Flanschradius	[mm]
b_{wr}	Breite des Wickelrings	[mm]
c	Parametrisierte Kurve	
$d_{a,i}, d_{b,i}$	Betragsmäßiger Abstand der Rutschkoeffizienten vom Grenzwert μ_s	
$d_{dh,i}$	Translation der DH-Transformation	[mm]
D_{rolle}	Durchmesser Antriebsrolle Rotor	[mm]
$d_{sw,L,ges}$	Zurückgelegte Gesamtdistanz beim Transfer über Querprofil	[mm]
E	Parametrische Beschreibung einer Ellipse	
E_{FEM}	Maximale Steifigkeit in <i>FEM</i> -Simulation	[Nm ²]
F	Fläche	[m ²]
F_{faser}	Kraft durch Vorspannung der Fasern	[N]
$F_{flansch}$	Flächenparametrisierung des Flanschs	
F_{kurve}	Flächenkurve	
$F_{längs}$	Flächenparametrisierung des Längsprofils	
F_{lager}	Lagerkraft	[N]
F_{motor}	Antriebskraft Motor	[N]
F_n	Normalkraft	[N]
F_{quer}	Querkraft	[N]
F_{quer}	Flächenparametrisierung des Querprofils	
F_r	Reibkraft	[N]
g	Erste Fundamentalform	
$g_{übergang}$	Übergangsgerade zwischen Quer- und Längsprofil	

I_3	Einheitsmatrix im euklidischen Vektorraum	
i, j, k	Zählvariablen	
K	Konstante	
k_p, k_i, k_d	Regelungskonstanten	
L	Roboterlage	
$l_{\text{längs}}$	Länge des Längsprofils	[mm]
l_{quer}	Länge des Querprofils	[mm]
$l_{\text{sum},F}$	Benötigte Gesamtfaserlänge beim Wickeln	[mm]
L_{t1}	Roboterlage am initialen Punkt des Transferbereichs	
L_{t2}	Letzte Roboterlage innerhalb des Transferbereichs	
L_{wr}	Lage des Wickelrings gegenüber des Weltkoordinatensystems	
$M_{\text{trägheit}}$	Massenträgheitsmoment des Rotors	[kgm ²]
n	Normalvektor	
$n_{l_{\text{längs}}}$	Normalvektor bei Modellierung der Wickelpfade auf Längsprofil	
$n_{l_{\text{age},i}}$	Wicklungsanzahl pro Lage i	
$n_{l_{\text{agen}}}$	Wicklungslagenanzahl	
$n_{l_{\text{etzteLage}}}$	Winklungsanzahl in oberster Lage	
n_{neu}	Neu berechneter Normalvektor	
$n_{\text{sw},L}$	Anzahl an Wickelpfadpunkten zwischen der Anfangs- und Endlage beim Transfer über Querprofil	
n_{wick}	Wicklungsanzahl	
n_{wp}	Gesamtanzahl an Wickelpfadpunkten	
$o_{\text{calc,vel,prev}}$	Vorheriger berechneter Roboteroverride	[%]
$o_{\text{calc,vel}}$	Aktueller berechneter Roboteroverride	[%]
P	Punkt	
p	Geodätische Linie	
P_{dreh}	Hilfspunkt zur Beschreibung der Rotordrehachse	
$P_{\text{flansch,ende}}$	Endpunkt einer Wicklung im Übergangsbereich	
P_k	Zwischenpfadpunkt beim Transfer über Querprofil	

$P_{längs,start}$	Startpunkt einer Wicklung im Übergangsbereich	
P_{proj}	Projektionsmatrix	
$P_{qr,i}$	Kritischer Kollisionspunkt zwischen Wickeleinheit innen und Querprofil	
$P_{qrR,a}$	Kritischer Kollisionspunkt zwischen Wickeleinheit außen und Querprofil	
P_{tcp1}, P_{tcp2}	Hilfspunkte zur Modellierungs des <i>TCP</i>	
q	Verschiebungsvektor	
r	Längsprofil-Radius	[mm]
\mathbb{R}	Euklidischer Vektorraum	
r_1, r_2	Verbindungsradien zwischen Quer- und Längsprofil	[mm]
R_a	Mittenrauwet	[μ m]
r_{dorn}	Variabler Radius des Wickeldorns	[mm]
R_{dorn}	Maximaler Radius des Wickeldorns	[mm]
R_{gross1}, R_{gross2}	Hilfsradien zur Beschreibung der Profile	[mm]
r_{fa}	Abstand vom Fadenaug zum <i>TCP</i>	[mm]
R_{la}	Hebelarm vom Mittelpunkt des Rotors zu den Mittelpunkten der Rotorlager	[mm]
R_{sp}	Hebelarm vom Mittelpunkt des Rotors zur Faserspulenachse	[mm]
$r_{wr,a}$	Außenradius des Rotors	[mm]
$r_{wr,i}$	Innenradius des Rotors	[mm]
R_x	Spiegelungsmatrix um x -Achse	
R_y	Spiegelungsmatrix um y -Achse	
R_z	Spiegelungsmatrix um z -Achse	
s	Parameter	
S	Spiegelungsmatrix	
t	Tangentialvektor	
t_{ges}	Gesamtwickelzeit	[s]
Tl_{lagen}	Lagenteilung	
$t_{längs,start}$	Tangentialvektor im Startpunkt im Übergangsbereich	

u	Parameter	
v	Parameter	
$v_{a,i}, v_{b,i}$	Änderungsraten des Krümmungsverhältnisses	
$v_{sw,max}$	Maximale Schrittweite bei der Änderung des Krümmungsverhältnisses	
$v_{übergang}$	Übergangsvektor zwischen Quer- und Längsprofil	
$V_{v,i}$	Verhältnis der Änderungsraten des Krümmungsverhältnisses	
w	Wandstärke	[mm]
x, y, z	Variablen	
X	Mathematische Abbildung	
x_1, y_1, z_1	Basiskoordinaten eines Roboters	
x_{WZ}, y_{WZ}, z_{WZ}	Werkzeugkoordinaten eines Roboters	
x_m, y_m, z_m	Koordinaten der mechanischen Schnittstelle eines Roboters	
$x_{r,i}, y_{r,i}, z_{r,i}$	Koordinaten des Fadenauges	
x_x, y_0, z_0	Weltkoordinaten eines Roboters	
y_{tr}	Abstand in y -Richtung von Mittelachse Längsprofil zu Mittelachse Wickeleinheit	[mm]
z	Parameter zur Beschreibung des Querprofils	
z_{wr}	z -Verschiebung des Wickelrings gegenüber Objektkoordinatensystem	
z_{zr}	Abstand in z -Richtung von Mittelachse Längsprofil zu Mittelachse Wickeleinheit	[mm]
α	Neigungswinkel der Profile	[rad]
α_1, α_2	Neigung der Flanschflächen zur Vertikale	[rad]
$\alpha_{dh,i}$	Rotationswinkel der DH -Transformation	[rad]
α_{dreh}	Beliebiger mathematischer Drehwinkel	
$\alpha_{wr,yz}$	Wickelwinkel in der x_{WZ} - y_{WZ} -Ebene	[rad]
α_{wr}	Wickelwinkel	[rad]
β_1, β_2	Komplementärwinkel zu α	[rad]
β_{dreh}	Beliebiger mathematischer Drehwinkel	[rad]
γ_{dreh}	Beliebiger mathematischer Drehwinkel	[rad]

θ	Verdrehung des Rotors im Stator	[rad]
$\theta_{dh,i}$	Rotationswinkel der <i>DH</i> -Transformation	[rad]
$\theta_{fa,opt}$	Theoretisch optimale Winkelorientierung des Fadenauges	[rad]
θ_{fa}	Reale Winkelorientierung des Fadenauges	[rad]
$\theta_{lim,1}, \theta_{lim,2}$	Grenzwerte des Rotorwinkels bis zur Statoröffnung	[rad]
ϑ	Drehwinkel im schrittweisen Algorithmus	[rad]
$\Delta_{pos,preprev}$	Abweichung der Soll- zur Ist-Roboterprogrammposition im vorvorherigen Zyklus	
$\Delta_{pos,prev}$	Abweichung der Soll- zur Ist-Roboterprogrammposition im vorherigen Zyklus	
Δ_{pos}	Abweichung der Soll- zur Ist-Roboterprogrammposition	
Δy_{kol}	Kollisionsabstand zwischen Wickeleinheit und Längsprofil	[mm]
$\Delta z_{kol,a}$	Kollisionsabstand zwischen Wickeleinheit außen und Querprofil	[mm]
$\Delta z_{kol,i}$	Kollisionsabstand zwischen Wickeleinheit innen und Querprofil	[mm]
$\Delta z_{z,a}$	Abstand der Mittelachse des Querprofils von der y-Achse an der Stelle $y_{qr,a}$	[mm]
$\Delta z_{z,i}$	Abstand der Mittelachse des Querprofils von der y-Achse an der Stelle $y_{qr,i}$	[mm]
$\Delta \rho_{lagen}$	Winkerversatz zwischen zwei aufeinanderfolgenden Wicklungslagen	[rad]
κ	Krümmung	[1/m]
κ_g	Geodätische Krümmung	[1/m]
κ_n	Normalkrümmung	[1/m]
λ	Krümmungsverhältnis	
λ^-	Negatives Krümmungsverhältnis	
λ^+	Positives Krümmungsverhältnis	
$\lambda_{a,i}, \lambda_{b,i}$	Abweichung des Krümmungsverhältnisses	
λ_{min}	Minimales Krümmungsverhältnis	
$\mu_{längs}$	Statischer Reibkoeffizient in Längsrichtung	
μ_{quer}	Statischer Reibkoeffizient in Querrichtung	
μ_s	Statischer Reibkoeffizient	

ξ	Parameter zur Beschreibung des Querprofils	
ρ	Parameter zur Beschreibung des Flanschs	
$\rho_{Tl_{lagen,letzte,i}}$	Verteilung der Wicklungen der obersten Lage	[rad]
$\rho_{oben,i}$	Winkelbereich des nutzbaren Flanschradius für Flanschseite i	[rad]
$\rho_{unten,i}$	Winkelbereich zwischen Flanschende und Beginn des nutzbaren Flanschradius für Flanschseite i	[rad]
ς_{off}	Offene Abschnitt des Stators und Rotors	[rad]
ϱ	Parameter zur Beschreibung des Flanschs	
σ_{FEM}	Maximale Spannung in <i>FEM</i> -Simulation	[N/m ²]
τ	Torsion	[1/m]
φ	Verdrehung des Wickelrings um x -Achse (Kippwinkel)	[rad]
φ_{max}	Maximaler Kippwinkel	[rad]
$\varphi_{sw,L,k}$	Zwischenkippwinkel beim Transfer über Querprofil	
φ_{sw}	Diskrete Schrittweite zur Änderung des Kippwinkels	[rad]
χ	Parameter zur Beschreibung des Längsprofils	
ψ	Parameter zur Beschreibung des Längsprofils	
$\omega_{wr, redu}$	Bereichsweise reduzierte Rotorgeschwindigkeit	[U/min]
ω_{wr}	Wickelgeschwindigkeit/ Rotorgeschwindigkeit	[U/min]
$\phi_1, \phi_2, \phi_3, \phi_4, \phi_5, \phi_6$	Gelenkkordinaten eines Roboters	
Γ_{ij}^k	Christoffelsymbol	

1 Einleitung

1.1 Motivation

In Zeiten strikterer Gesetzgebung hinsichtlich des Energieverbrauchs und des CO₂ Ausstoßes von Fahrzeugen (Fischedick 2015), einem zunehmenden Umweltbewusstsein in der Bevölkerung (Schipperges & Gossen et al. 2016) sowie gleichzeitig dem Erreichen vieler Nutzlastgrenzen im Baugewerbe und in industriellen Anwendungen rückt der systemeffiziente Leichtbau stärker in den Fokus von Forschung und Entwicklung (Gude & Stegelmann et al. 2018). Eine wirtschaftliche Möglichkeit einen solchen Leichtbau zu betreiben, bietet der Einsatz von Fachwerken und Tragwerkstrukturen (Narayanan 2006), welche aus einzelnen Stabelementen bestehen, die kostengünstig gefertigt und ausgelegt werden können.

Für die Herstellung von solchen leichten Fachwerken und Tragstrukturen werden oftmals hohle Rundprofile eingesetzt, da diese ein sehr gutes Verhältnis von Steifigkeit und Festigkeit zu Gewicht aufweisen. Die Kombination dieses sogenannten Formleichtbaus aus Hohlprofilen mit dem Werkstoffleichtbau führt bei hohen Leichtbaugraden häufig zu faserverstärkten Kunststoffen (FVK) (Henning & Moeller 2011, S. 64–66). Die Werkstoffgruppe zeichnet sich durch ihre hohe Performance in Bezug auf die mechanischen Eigenschaften, bei gleichzeitig sehr geringer Dichte im Vergleich zu den klassischen Metallen aus (Aly 2017, S. 2). Um mit diesen einzelnen Leichtbauprofilen, beispielsweise hergestellt im kostengünstigen Pultrusionsverfahren (Hangs & Burkhart et al. 2012; Kar 2017, S. 17–19) oder Schleuderverfahren (Fleischer & Koch et al. 2015; Fleischer & Koch et al. 2016) tragende Gesamtstrukturen und geschlossene Fachwerke zu schaffen, sind allerdings spezielle Fügeverfahren notwendig.

Im metallischen Bereich haben sich klassische Fügeverfahren wie das Schweißen (Barnes & Pashby 2000), Schrauben oder Nieten etabliert (Gould 2012). Beim Schweißen werden die Schmelzeigenschaften von Metallen gezielt genutzt, wohingegen beim Schrauben und Nieten zusätzliche, metallische Fügeelemente benötigt werden. Bei Verwendung von duromeren faserverstärkten Kunststoffen jedoch entfällt die Möglichkeit des Schweißens aufgrund der Nichtaufschmelzbarkeit der Matrix. Ein Verschrauben oder Vernieten der Bauteile aus solchen Werkstoffkombinationen würde darüber hinaus zu einer Beschädigung der Faserstruktur und somit langfristig zu einer Degradierung des Gesamtverbunds durch die Reduzierung der mechanischen Eigenschaften führen (Gebhardt & Fleischer 2014).

Ein vielversprechender und beschädigungsfreier Ansatz zum Fügen solcher duromerer, faserverstärkter Rundprofile stellt das Fügewickeln dar, welches in (Schädel 2014) entwickelt und im Rahmen der vorliegenden Arbeiten weiter untersucht werden soll. Bei diesem Verfahren werden Kohlenstofffasern in Form eines Rovings eingesetzt, um zwei Profile durch Umwickeln der Fügestelle miteinander zu verbinden. Durch die speziellen Eigenschaften der Kohlenstofffaser, sehr hohe Zugkräfte in Faserrichtung aufnehmen zu können, ist es durch eine geschickte Ablage der Rovings möglich, große Kräfte über die Bauteile hinweg zu übertragen. (Fleischer & Schädel 2013)

Um das Potential des automatisierten Fügewickelns mittels technischer Fasern für eine große Anzahl an Bauteilen ausschöpfen zu können sowie eine hohe Genauigkeit und Reproduzierbarkeit in der Faserablage zu gewährleisten, soll im Rahmen der vorliegenden Arbeit ein Prozessmodell erarbeitet werden. Ausgangsbasis des Modells sind grundlegende Untersuchungen zu Einflussparametern in Bezug auf die Ergebnisse im Wickelverfahren. Darauf aufbauend wird ein parametrisches Modell der Bauteiloberflächen sowie der individuellen Wickelpfade abgeleitet, welches die Grundlage für die darauf folgende kinematische Simulation des Wickelvorgangs darstellt. Abschließend werden die Modelle durch die experimentelle Herstellung von Fügeverbindungen im Wickelverfahren validiert. Die Untersuchungen sollen einen wesentlichen Beitrag zum Prozessverständnis der automatisierten Herstellung von Verbindungen im Fügewickeln leisten. Die erarbeiteten Modelle und die daraus resultierende CAE-Prozesskette bilden hierbei die Basis zur Erreichung einer hohen Flexibilität in der Fügung bei gleichzeitig guten mechanischen Eigenschaften und hoher Reproduzierbarkeit.

1.2 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit ist in acht Hauptkapitel gegliedert. Nach einer Einleitung folgen in Kapitel 2 mathematische Grundlagen sowie der allgemeine Stand der Forschung und Technik zu Verbindungsarten für Leichtbauprofile, dem Faserwickeln sowie der Bewegungssimulation von Roboterkinematiken. Die Analyse der Defizite führt in Kapitel 3 zur Definition der Zielsetzung der vorliegenden Arbeit sowie der Erläuterung des Lösungsansatzes und der Vorgehensweise zur Erreichung dieser Ziele. Als Grundlage für die Modellierung werden im Rahmen der Charakterisierung in Kapitel 4 zunächst Einflussgrößen bezüglich des Fügewickelverfahrens identifiziert und die Systematik von möglichen Wickelmustern in manuellen Wickelversuchen analysiert. Zudem wird der Rutsch-

koeffizient von Fasern auf unterschiedlichen Oberflächen mittels experimenteller Reibversuche ermittelt. Darauf aufbauend werden in Kapitel 5 Modelle zur Beschreibung und Optimierung von Wickelpfaden für das Verbinden von Hohlprofilen hergeleitet. Diese Wickelpfadbeschreibung erlaubt anschließend die Modellierung der Bewegungsabläufe der zugehörigen Wickelkinematik während des Fügeprozesses. Im folgenden Kapitel 6 wird eine optimierte Wickelhardware mit zugehöriger Steuerungsarchitektur vorgestellt. Zuletzt findet eine Validierung der Modelle mittels experimenteller Wickelversuche und anschließender optischer Bildauswertung der Verbindungen statt (Kapitel 7). Die vorliegende Arbeit schließt in Kapitel 8 mit einer Zusammenfassung der Ergebnisse und einem Ausblick auf zukünftige Forschungs- und Entwicklungsthemen beim Fügewickelverfahren ab.

2 Stand der Forschung und Technik

Ziel dieses Kapitels 2 ist neben der Einführung mathematischer Grundlagen (**Abschnitt 2.1**) vor allem die Darlegung des aktuellen Stands der Forschung und Technik hinsichtlich des Faserwickelns als Fügeverfahren. In **Abschnitt 2.2** werden zunächst bestehende Verbindungstechniken für Leichtbauprofile gegenübergestellt und bewertet. Daran anknüpfend werden in **Abschnitt 2.3** verschiedene Ausprägungen des Faserwickelns beschrieben sowie die grundsätzlichen Randbedingungen und bestehende Modellierungsansätze dargelegt. **Abschnitt 2.4** beleuchtet aktuelle Ansätze zur Bewegungssimulation und Bahnplanung von Vertikal-Knickarm-Robotern. Im abschließenden **Abschnitt 2.5** wird der Stand der Forschung und Technik zusammengefasst und bewertet.

2.1 Mathematische Grundlagen und Grundbegriffe

Die Modellierung der Wicklungen und Wickelbewegungen sowie deren Zusammenhänge erfolgt durch die mathematische Beschreibung der Ablegepfade und Bewegungstrajektorien. Zur Modellierung werden differentialgeometrische Kenntnisse über Kurven, Flächen, Flächenkurven und Matrizen benötigt.

Dieser Abschnitt dient daher zur allgemeinen Einführung in die benötigten mathematischen Grundlagen in Form von Definitionen und Operationen. Die Darstellung der Inhalte ist stark komprimiert und an die Ausführung in (A_Mayer 2017, S. 3–9) angelehnt. Für ausführlichere Herleitungen und Erklärungen der Zusammenhänge wird an dieser Stelle auf (Bär 2010; Eschenburg & Jost 2014; Kühnel 2010; McInerney 2013; Siciliano & Khatib 2008) verwiesen.

2.1.1 Kurven

Zur Modellierung von Wickelpfaden ist eine mathematische Beschreibung der Kurven auf der jeweiligen Oberfläche notwendig. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden ausschließlich solche Kurven mit Parametrisierungen im \mathbb{R}^3 , also Raumkurven, betrachtet. Parametrisierte Kurven $c(s)$ bilden vektorwertige Funktionen, die nur von einem einzigen Parameter s abhängen. Sie werden als *regulär* bezeichnet, wenn der Tangential- oder Geschwindigkeitsvektor an keiner Stelle verschwindet, also für die euklidische Norm der ersten Ableitung nach s , $\|c'(s)\| \neq 0$ gilt, und eine unendlich oft stetige Differenzierbarkeit gegeben ist. Nach der Bogenlänge parametrisierte Kurven

sind reguläre Kurven, mit $\|c'(s)\| = 1$ für alle s aus dem Definitionsbereich. Der Tangentialvektor solcher Kurven ist überall ein Einheitsvektor und genau die Differenz zweier Parameterwerte entspricht der Länge der Kurve. (A_Mayer 2017, S. 3; Bär 2010, S. 26)

2.1.1.1 Frenetsche Formeln

Die Frenetschen Formeln dienen zur Beschreibung einer Kurve mit Hilfe eines begleitenden Dreibeins. Dieses Frenet-Dreibein setzt sich in jedem Punkt einer Kurve aus dem Tangentialvektor t , dem Normalvektor n und dem Binormalvektor b zusammen (Abbildung 2-1).

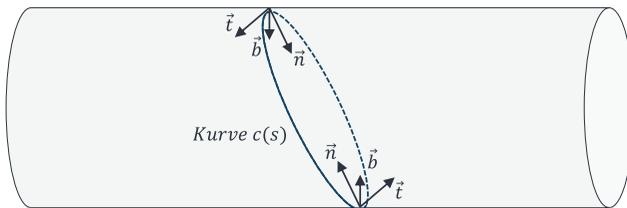


Abbildung 2-1: Definition des begleitenden Dreibeins einer Kurve auf einer zylindrischen Oberfläche

Demnach gilt für eine nach der Bogenlänge s parametrisierten Kurve $c(s)$:

$$\vec{t}(s) = \vec{c}' = \frac{d\vec{c}}{ds} \quad 2-1$$

$$\vec{n}(s) = \frac{\vec{c}''}{\|\vec{c}''\|} \quad 2-2$$

$$\vec{b}(s) = \vec{t} \times \vec{n} \quad 2-3$$

Ist eine Kurve c nicht nach der Bogenlänge oder proportional zu dieser parametrisiert, muss entweder eine Umparametrisierung oder eine Berechnung des Normalvektors n gemäß Formel 2-4 durchgeführt werden:

$$\vec{n}(s) = \frac{(\vec{c}' \times \vec{c}'') \times \vec{c}'}{\|(\vec{c}' \times \vec{c}'') \times \vec{c}'\|} \quad 2-4$$

(A_Mayer 2017, S. 3-4)

2.1.1.2 Krümmung und Torsion von Kurven

Ebenfalls charakteristische Größen zur Beschreibung von Raumkurven stellen die Krümmung κ und die Torsion τ dar. Die Krümmung als Skalarprodukt beschreibt die lokale Bewegung des Geschwindigkeitsvektors in Richtung des Normalvektors:

$$\vec{\kappa}(s) = \vec{t}' * \vec{n} \quad 2-5$$

Wohingegen die Torsion angibt, wie stark sich der Normalvektor in Richtung des Binormalvektors bewegt:

$$\vec{\tau}(s) = -(\vec{b}' * \vec{n}) \quad 2-6$$

Nimmt die Krümmung überall den Wert Null an, bildet die Kurve eine Gerade aus. Ist die Torsion überall gleich Null, verläuft die Kurve in einer Ebene. (A_Mayer 2017, S. 5; Merziger & Wirth 2010)

2.1.2 Flächen

Analog zu den Kurven sollen im Rahmen dieser Arbeiten nur Flächen im Parameterraum \mathbb{R}^3 betrachtet werden. Angelehnt an die Parametrisierung der Kurven entstehen Flächen, also zweidimensionale Gebilde, durch die Verwendung von zwei unabhängigen Parametern (Kühnel 2010, S. 93–94). Demnach wird eine Fläche F als vektorwertige Funktion in Abhängigkeit der Parameter u und v wie folgt mathematisch dargestellt:

$$\vec{F}(u, v) = \begin{pmatrix} x(u, v) \\ y(u, v) \\ z(u, v) \end{pmatrix} \quad 2-7$$

(A_Mayer 2017, S. 5)

2.1.2.1 Erste Fundamentalform

Die erste Fundamentalform g wird in der Differentialgeometrie eingesetzt und ermöglicht unter anderem die Berechnung von Längen einer Kurve oder den Schnittwinkeln zweier Kurven in einer Fläche. Sie ist mit der Parametrisierung der Fläche F und dem Skalarprodukt definiert als:

$$\vec{g}_{11}(u, v) = \frac{\partial \vec{F}}{\partial u} * \frac{\partial \vec{F}}{\partial u} \quad 2-8$$

$$\vec{g}_{12}(u, v) = \vec{g}_{21}(u, v) = \frac{\partial \vec{F}}{\partial u} * \frac{\partial \vec{F}}{\partial v} \quad 2-9$$

$$\vec{g}_{22}(u, v) = \frac{\partial \vec{F}}{\partial v} * \frac{\partial \vec{F}}{\partial v} \quad 2-10$$

Zusammenfassen lässt sich die Fundamentalform in Matrixschreibweise wie folgt:

$$\vec{g}_{ij}(u, v) = \begin{pmatrix} \vec{g}_{11} & \vec{g}_{12} \\ \vec{g}_{21} & \vec{g}_{22} \end{pmatrix} \quad 2-11$$

$\partial F / \partial u$ und $\partial F / \partial v$ stellen die Tangentialvektoren der Fläche F dar und spannen zusammen die Tangentialebene auf. Der zugehörige Normalvektor berechnet sich aus dem Kreuzprodukt der beiden Tangentialvektoren. (A_Mayer 2017, S. 5–6)

2.1.3 Flächenkurven

Beim Substituieren der Parameter u und v einer Fläche durch:

$$u = u(s) \quad 2-12$$

$$v = v(s) \quad 2-13$$

wird eine Flächenkurve F_{kurve} mit dem Parameter s erzeugt, welche in der Fläche F verläuft:

$$\vec{F}_{kurve}(u(s), v(s)) = \begin{pmatrix} x(u(s), v(s)) \\ y(u(s), v(s)) \\ z(u(s), v(s)) \end{pmatrix} \quad 2-14$$

(A_Mayer 2017, S. 6–7)

2.1.3.1 Krümmung von Flächen

In gleicher Weise wie die Krümmung von Raumkurven über die Änderung des Tangentialvektors abgeleitet wird, kann die Krümmung von Flächen über die Änderung der Tangentialebene oder des zugehörigen Einheitsnormalvektors bestimmt werden. Die Krümmung einer in einer Fläche verlaufenden Kurve kann in einen Normalanteil und in einen Tangentialanteil aufgeteilt werden. Ersterer ist dabei auf die Krümmung der Fläche zurückzuführen und wird daher als Normalkrümmung κ_n bezeichnet, der Tangentialanteil als geodätische Krümmung κ_g . (A_Mayer 2017, S. 7–8; Kühnel 2010, S. 120)

2.1.4 Geodätische Linien

Aus mathematischer Sicht sind geodätische Pfade oder Linien, auch Geodäten genannt, solche, bei denen die geodätische Krümmung überall den Wert Null annimmt und der Hauptnormalvektor überall gleich dem Flächennormalvektor ist. Ausgehend von der Bedingung, dass die Krümmung in tangentialer Richtung verschwindet, also $\kappa_g = (c'')^T = 0$, lautet die Differentialgleichung der geodätischen Linie p (Eschenburg & Jost 2014, S. 61–70):

$$(p^k)''(s) + \Gamma_{ij}^k * (p^i)'(s) * (p^j)'(s) = 0 \quad 2-15$$

Dabei stellen Γ_{ij}^k die Christoffelsymbole zweiter Art dar und sind wie folgt definiert:

$$\Gamma_{ij}^k = \frac{1}{2} * \sum_{m=1}^2 \left(\frac{\partial \vec{g}_{jm}}{\partial p^i} + \frac{\partial \vec{g}_{im}}{\partial p^j} - \frac{\partial \vec{g}_{ij}}{\partial p^m} \right) * \vec{g}^{km} \quad 2-16$$

mit $g^{mk} = (g_{mk})^{-1}$ als Inverse der ersten Fundamentalfom. Diese erste Fundamentalfom berechnet sich wie folgt:

$$\begin{pmatrix} \vec{g}_{11} & \vec{g}_{12} \\ \vec{g}_{21} & \vec{g}_{22} \end{pmatrix}^{-1} = \frac{1}{\vec{g}_{11} * \vec{g}_{22} - \vec{g}_{12} * \vec{g}_{21}} \begin{pmatrix} \vec{g}_{22} & -\vec{g}_{12} \\ -\vec{g}_{21} & \vec{g}_{11} \end{pmatrix} \quad 2-17$$

Die Christoffelsymbole zweiter Art sind symmetrisch in i und j mit $\Gamma_{ij}^k = \Gamma_{ji}^k$. Aufgelöst ergeben sich aus Formel 2-15 für $k = 1$ und $k = 2$ sowie mit $p^1(s) = u$ und $p^2(s) = v$ die beiden Differentialgleichungen:

$$0 = u'' + \Gamma_{11}^1 * (u')^2 + 2 * \Gamma_{12}^1 * u' * v' + \Gamma_{22}^1 * (v')^2 \quad 2-18$$

$$0 = v'' + \Gamma_{11}^2 * (u')^2 + 2 * \Gamma_{12}^2 * u' * v' + \Gamma_{22}^2 * (v')^2 \quad 2-19$$

Dieses System gewöhnlicher Differentialgleichungen zweiter Ordnung ist für einfache Flächen, wie rotationssymmetrische Flächen, analytisch lösbar.

Sind Anfangsbedingungen in Form von $u(s_0), u'(s_0), v(s_0), v'(s_0)$ gegeben, werden diese von genau einer geodätischen Linie erfüllt. Demnach lässt sich ein geodätischer Pfad durch die Vorgabe genau eines Punktes und dem zugehörigen Tangentialvektor in diesem Punkt eindeutig bestimmen. (A_Mayer 2017, S. 8–9)

2.1.5 Rotationsmatrix, orthogonale Projektion und Spiegelung

Für die Modellierung der Geometrien und Wickelpfade sind einzelne Matrixoperationen notwendig. Aus diesem Grund werden die linearen Abbildungen für die Rotation, Projektion und Spiegelung im \mathbb{R}^3 beleuchtet. Die Rotationsmatrizen um die x -, y - und z -Achse leiten sich wie folgt ab (Gevatter & Grünhaupt 2006, S. 11):

$$R_x(\alpha) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha) & -\sin(\alpha) \\ 0 & \sin(\alpha) & \cos(\alpha) \end{pmatrix} \quad 2-20$$

$$R_y(\alpha) = \begin{pmatrix} \cos(\alpha) & 0 & -\sin(\alpha) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(\alpha) & 0 & \cos(\alpha) \end{pmatrix} \quad 2-21$$

$$R_z(\alpha) = \begin{pmatrix} \cos(\alpha) & -\sin(\alpha) & 0 \\ \sin(\alpha) & \cos(\alpha) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad 2-22$$

Für eine gegebene Abbildung X , welche einen Punkt, eine Kurve oder eine Fläche darstellen kann, liefert das Matrixprodukt $R_x X$ die Drehung um den Winkel α_{Dreh} um die x -Achse. Das Matrixprodukt $P_{proj} X$ erzeugt die orthogonale Projektion einer Kurve c auf die Ebene mit dem Normalvektor n . Dabei ist P_{proj} mit der Einheitsmatrix I_3 im \mathbb{R}^3 wie folgt definiert:

$$P_{proj} = I_3 - \vec{n} * \vec{n}^T \quad 2-23$$

Die Spiegelung einer Kurve $c(s)$ an der Ebene mit dem Einheitsvektor n ist definiert als:

$$S = I_3 - 2 * \vec{n} * \vec{n}^T \quad 2-24$$

(A_Mayer 2017, S. 9; Merziger & Wirth 2010)

2.2 Verbindungstechniken für Leichtbauprofile

Um eine hohe Gewichtseinsparung und Ressourceneffizienz in Gesamtsystemen zu realisieren, gilt es eine optimale Materialverteilung anzustreben. Dies kann durch topologieoptimierte, das heißt lastoptimierte Strukturen erreicht werden, welche sich sehr häufig als stabförmige Trag- oder Fachwerkstrukturen darstellen lassen (Techasen & Wansasueb et al. 2018). Für die Einzelelemente solcher Strukturen eignen sich insbesondere faserverstärkte Hohlprofile durch ein sehr gutes Verhältnis von Steifigkeit und

Festigkeit zu Gesamtmasse. Als Schwachstelle derartiger Systeme ist allerdings nach wie vor die Verbindungsstelle zwischen den Hohlprofilen anzusehen. Diese kann aufgrund des Faserverbundwerkstoffs nicht beschädigungsfrei durch die üblichen, metallischen Fügeverfahren wie Verschrauben oder Schweißen realisiert werden (Barnes & Pashby 2000). Häufig werden diese daher entweder in der Monocoque-Bauweise direkt hergestellt (Friedrich 2017, S. 16–18), mit der Tube-to-Tube-Bauweise gefügt (Freiberger & Böhner et al. 2011) oder mit Hilfe von zusätzlichen Knotenelementen (Vlahović 2005) verbunden. Außerdem ist ein Klemmen der Profile mittels zusätzlicher Halbschalen (Composite Point 2017; Vlahović 2005) sowie das Fügen anhand eingeklebter Metallelemente möglich (Luo & Bai et al. 2013; Yang & Bai et al. 2015) (Abbildung 2-2).

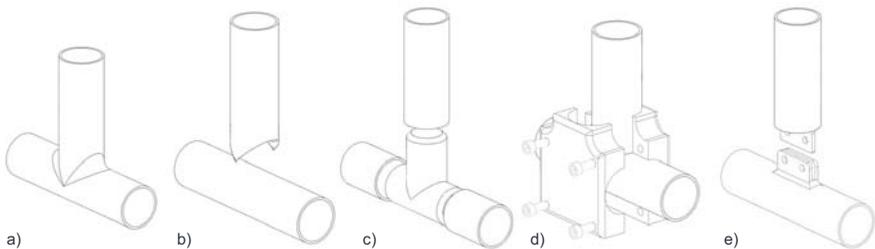


Abbildung 2-2: Fügeverfahren zum Verbinden von faserverstärkten Leichtbauprofilen: a) Monocoque-Bauweise, b) Tube-to-Tube-Verbindung, c) Knotenverbindung, d) Halbschalenverbindung, e) Verbindung mit Metallelement (in Anlehnung an (Dackweiler & Mayer et al. 2019))

Die Monocoque Bauweise zeichnet sich durch eine einteilige Konstruktion aus. Die Verstärkungsfasern werden hier bei durchgängig, ohne Trennung, eingesetzt und in einem einzigen Arbeitsgang mit Harz infiltriert. Um Hohlprofilstrukturen mit dieser Bauweise herzustellen sind aufwendige Negativformen mit zusätzlichen Positivkernen notwendig, welche in der Regel im fertigen Bauteil verbleiben und daher nicht mehrfach verwendbar sind. Hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften und aus Sicht des Leichtbaus bieten Monocoques das höchste Potential. Dem gegenüber stehen die hohen Herstellungskosten durch die aufwendige Fertigung und die geringe Flexibilität in Bezug auf das Design durch die starren, einteiligen Werkzeugformen. (Friedrich 2017, S. 16–18)

Eine flexiblere Lösung bietet das sogenannte Tube-to-Tube oder Stoßkanten-Verfahren. Bei dieser Bauweise werden bereits fertig konsolidierte Hohlprofile auf das benötigte Maß abgelängt und derartig auf Gehrung gesägt, dass sie auf die Kontur eines

weiteren Profils aufgesetzt und über die Stoßkante verklebt werden können. Im Gegensatz zum starren Monocoque bietet die Tube-to-Tube Bauweise durch die Anpassbarkeit der Profile eine höhere Gestaltungsflexibilität. Größter Nachteil dieses Verfahrens sind allerdings die vergleichsweise geringen mechanischen Eigenschaften bedingt durch die kleine Fügezone an der Stoßkante. (Freiberger & Böhner et al. 2011)

Eine ebenfalls weit verbreitete Variante zum Fügen von Hohlprofilen stellt die Bauweise mit Knotenelementen dar. Hierbei wird zusätzlich zu den Hohlprofilen ein spezielles Zwischenstück eingesetzt. Auf dieses Zwischenelement werden die Hohlprofile an den Enden auf- oder eingeschoben und an der Überlappfläche verklebt. Die Zwischenstücke können sowohl aus reinem Kunststoff, aus Faserverbunden, aber auch aus Metall sein. Diese Bauweise ermöglicht durch den längeren Überlappbereich große Verklebeflächen. Gleichzeitig führen diese Überlappungen aber auch zu einem höheren Gewicht im Vergleich zu Verbindungen hergestellt im Tube-to-Tube Verfahren. (Qiu & Feng et al. 2017; Vlahović 2005)

Ohne eine Anpassung der Profile kommt das Verbinden mittels schalenförmiger Zwischenelemente aus. Bei dieser Füge-technik werden die Hohlprofile durch zwei verschraubte oder verklebte Halbschalen miteinander verbunden. Die Halbschalen sind häufig aus verstärktem oder unverstärktem Kunststoff, können aber auch metallischer Art sein. Dem sehr geringen Fügeaufwand steht bei diesem Verfahren die geringe mechanische Tragfähigkeit der Verbindung gegenüber, da die Profile lediglich durch die entstehende Klemmkraft mit Formschluss gehalten werden. Zudem bringen die zusätzlichen Schrauben und die benötigten Halbschalen zusätzliche Gewichte in die Verbindung ein. (Schulitz 2016)

Durch eine Einbringung von Metallelementen in die Hohlprofile kann eine weitere Verbindungsart realisiert werden. Diese Elemente werden zumeist auf oder in die Profile geklebt. Anschließend dienen diese als Anschraub- oder Verschweißpunkte. Dementsprechend ist durch die Metallelemente der Einsatz klassischer Füge-technik aus dem metallischen Bereich möglich. Durch die zusätzlichen Komponenten nehmen der Leichtbaugrad und die Flexibilität der Verbindung allerdings ab. (Yang & Bai et al. 2015; Yang & Bai et al. 2016)

Eine qualitative Bewertung der Fügeverfahren für Leichtbauprofile ist in Abbildung 2-3 dargestellt. Ebenfalls ist hier das in der vorliegenden Arbeit betrachtete Faserwickeln

zum Fügen von Profilen aufgeführt. Eine detaillierte Abgrenzung der Verbindungsarten ist in (Schädel 2014, S. 4–8) dargelegt.

Neben den bereits umgesetzten Verbindungstechniken gibt es zahlreiche Patente im Bereich des Fügen von Profilen. Diese beziehen sich zumeist auf manuelle Verbinden mittels Muffen (Agrati Garelli SPA 1975; Rottner & Muth 1961), mehrteiligen Knoten (Ehleben & Niederstadt et al. 2013; Engelsberger & Nowak 1988), geklebten Verstrebungen (DLR 1984; Rüger 1999) sowie durch Umflechten (Küppers & Thumm 2015) oder Umwickeln mit Faserstrukturen (Smolik 2005).

Verbindungsart	Monocoque	Tube-To-Tube	Knoten	Halbschalen	Metallelement	Fügewickeln
Mechanische Eigenschaften	● hoch	◐	◑	○	◐	◑
Leichtbauaspekt	●	●	○	○	○	◑
Flexibilität	○ niedrig	◐	○	◐	○	◑
Komplexität	●	◑	◑	○	◑	◑

Abbildung 2-3: Bewertung unterschiedlicher Arten der Verbindung von Profilen

Aktuelle Forschungsvorhaben im Bereich der Verbindungstechnik konzentrieren sich vorwiegend auf Fügeverbindungen zwischen flächigen Faserverbundbauteilen z.B. durch Hybridisierung, das heißt durch Einbringen von metallischen Insert-Strukturen (Gebhardt & Fleischer 2014; Gebhardt & Pottmeyer et al. 2015; Yang & Bai et al. 2016), durch reines Kleben (Holtmannspötter & Czarnecki et al. 2011) oder durch eine Kombination aus beiden Verfahren (Denkert & Kleiner et al. 2010). Zudem gibt es forschungsseitige Ansätze um dreidimensionale Knotenelemente und Leichtbaustrukturen aus Faserverbunden direkt in der Formgebung der trockenen Faserlagen, dem sogenannten Preforming, durch spezielle Webtechniken zu realisieren (Hübner & Fazeli et al. 2018; Uozumi & Kito 2007; McHugh 2009).

2.3 Faserwickeln

Das Faserwickeln im Bereich der Faserverbundfertigung kann anhand der vorherrschenden Maschinenkinematiken in zwei Arten unterteilt werden, dem Wickeln mit ro-

tierendem Kern und dem Wickeln mit rotierender beziehungsweise bewegender Ablegevorrichtung (Fleischer & Teti et al. 2018; Quanjin & Rejab et al. 2018b; Quanjin & Rejab et al. 2018a). Beide Varianten sind schematisch in Abbildung 2-4 dargestellt.

Zusätzlich zur Kinematik kann das Faserwickeln in Nasswickeln, Trockenwickeln und Prepreg-Wickeln unterschieden werden (Frketic & Dickens et al. 2017, S. 70). Beim Nasswickeln werden die Verstärkungshalbzeuge in Form von Rovings, also einzelnen Faserbündeln, vor dem Aufwickeln durch ein Harzbad geführt und somit imprägniert. Beim Trockenwickeln erfolgt die Imprägnierung erst nach dem Aufwickeln auf den Dorn. Bei der dritten Variante werden Prepreg-Tapes, also bereits vorimprägnierte Rovings, genutzt. Diese werden teilweise schon während des Aufwickelns mittels thermischer Energie erwärmt und somit konsolidiert. Als Matrix werden sowohl duromere (Towpregs) als auch thermoplastische Systeme eingesetzt.

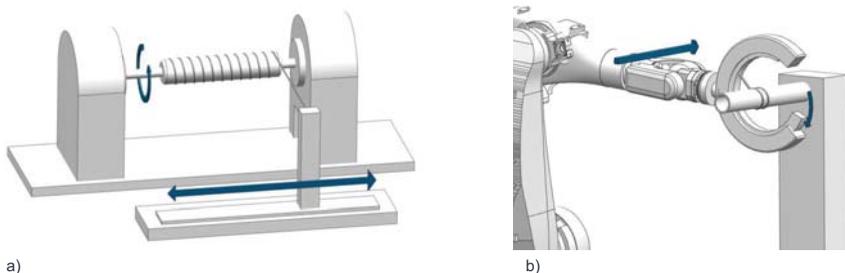


Abbildung 2-4: Faserwickeln mit a) rotierendem Dorn, b) rotierender Ablegeeinheit

Da im Rahmen der vorliegenden Arbeit duromere Matrixsysteme im Fokus der Untersuchungen stehen wird für das thermoplastische Faserwickeln auf die entsprechende Literatur verwiesen (Funck & Neitzel 1995; Henninger & Friedrich 2002; Henninger & Hoffmann et al. 2002; Khaled & Mehdi 2018; Kollmannsberger & Lichtinger et al. 2018; Tannous & Barasinski et al. 2016).

2.3.1 Faserwickeln mit rotierendem Dorn

Unter dem klassischen Wickelverfahren wird die Ablage von kontinuierlichen Verstärkungshalbzeugen mit einem vordefinierten Muster auf einem rotierenden Positivformkern, auch Dorn genannt, verstanden (Abbildung 2-4 a). Hierbei handelt es sich um ein Urformverfahren zur Herstellung von Profilbauteilen mit hoher Genauigkeit und Reproduzierbarkeit. (Koussios 2004; Romagna J. 1997)

In der Regel werden die Verstärkungshalbzeuge von einer Spule abgezogen und über einen Schlitten durch ein sogenanntes Fadenauge zum rotierenden Wickelkern geführt. Der Schlitten wird mit Hilfe einer Lineareinheit bewegt und besitzt somit lediglich einen translatorischen Freiheitsgrad parallel zur Rotationsachse des Wickelkerns. Anhand der linearen Bewegungen werden die Ablegeposition und der Ablegewinkel sowie damit einhergehend das Wickelmuster definiert. Unterschieden wird hierbei in der Regel zwischen dem Radialwickel-, Kreuzwickel- und Polarwickelmuster (Wang & Zheng et al. 2011).

Das Verfahren ist in der industriellen Serienfertigung für einfache, rotationssymmetrische Bauteile wie Druckbehälter etabliert und auch forschungsseitig intensiv untersucht (Frketic & Dickens et al. 2017; Vasiliev & Krikanov et al. 2003). Neuere Bestrebungen beschäftigen sich mit der Steigerung der Ablegerate durch spezielle Imprägniervorrichtungen (Miaris 2012) und der Herstellung von komplexeren Geometrien, die in Längsrichtung Durchmesseränderungen oder Krümmungen zulassen (Wang & Wang et al. 2018; Zu & Xu et al. 2018a). Hierbei besteht die Herausforderung in der mathematischen Beschreibung der Wickelpfade, um während des Ablegeprozesses ein Rutschen der Fasern zu verhindern (Vargas Rojas & Chapelle et al. 2014).

2.3.1.1 Robotergeführtes Wickeln mit rotierendem Dorn

Neben der klassischen Wickeltechnik mit linear bewegtem Fadenauge existieren in (Carrino & Polini et al. 2003; Koustas & Papingiotis et al. 2018; Marsh 2011; Sorrentino & Anamateros et al. 2019) Untersuchungen, welche die Ablage der Fasern mittels Vertikalknickarm-Roboter auf einem rotierenden Dorn betrachten. Vorteil bei diesem Prozess ist eine höhere Flexibilität in den Wickelpfaden und damit einhergehend ein größeres Anwendungsspektrum der gefertigten Bauteile. Für das robotergeführte Wickeln mit rotierendem Kern wurde ein modularer Ablegekopf konzipiert, welcher neben der Faserführung auch eine Faservorspanneinheit besitzt und somit für ein gleichmäßiges Ablegeverhalten sorgt. Die Ergebnisse der Untersuchungen von (Carrino & Polini et al. 2003) zeigen, dass eine Anpassung der Prozessparameter wie Ablegegeschwindigkeit, Faservorspannung und die Wickelpfade sowohl die Effizienz des Prozesses, aber auch die Qualität der hergestellten Bauteile steigert.

Ebenfalls ein robotergeführtes Fadenauge nutzen (Deng & Shi et al. 2018) für die Ablage von vorimprägnierten Rovings auf einem rotierenden Dorn. Zusätzlich zur Vorspanneinheit sind für die Ablage der Rovings allerdings eine Aufheizvorrichtung und

eine Andrückrolle notwendig. Die Ergebnisse der Untersuchungen zeigen eine Prozessoptimierung durch Anpassung der Aufheiztemperatur, der Faservorspannung, der Andrückkraft und der Wickelgeschwindigkeit.

Durch die Flexibilität eines Vertikal-Knickarm-Roboters ist es zudem möglich verzweigende Bauteile wie T-Stücke kollisionsfrei herzustellen. In (Scholliers & van Brussel 1994) wird eine 6-Achs-Kinematik mit einer Ablegeeinheit genutzt, um einen an einer zusätzlichen Drehachse fixierten T-förmigen Kern zu umwickeln. Basis für die kollisionsfreie Herstellung ist eine offline-Berechnung der Roboterbewegungen sowie eine computergestützte Bestimmung der Wickelpfade.

Ein robotergeführter, nicht rotierender Wickelring mit acht Fadenaugen wird in (Paessler & Miaris et al. 2011) entwickelt. Bei diesem Versuchsaufbau befindet sich der rotierende Wickeldorn im Zentrum des Rings, welcher senkrecht zu dessen Längsachse positioniert ist. Durch die ringförmige Anordnung der Fadenaugen kann die Produktivität aufgrund der geringeren Prozesszeit deutlich gesteigert werden.

2.3.2 Faserwickeln mit rotierender Kinematik

Eine Erweiterung des klassischen Wickelverfahrens mit rotierendem Kern, stellt das Wickeln mit rotierender Kinematik dar, welches eine vergleichsweise hohe Flexibilität in der Bauteilgestaltung bietet (Abbildung 2-4 b). Erste Untersuchungen hierzu werden in (Seereeram & Wen 1991) und (Castro & Seereeram et al. 1993) unter Verwendung eines durch ein 3-Achs-Portal geführten Rings vorgestellt. An dem rotierenden Ring ist ein herausstehendes Fadenauge angebracht, welches durch die Kinematik bedingt frei im Raum positioniert und orientiert werden kann. Somit ist es möglich im Arbeitsraum des Portals feststehende Wickelkerne kollisionsfrei zu umwickeln. Durch die geringe Länge des hervorstehenden Fadenauges sind die Abmaße der zu umwickelnden Bauteile allerdings beschränkt.

In (Beran & Bílek et al. 2017) wird ein Ansatz zur Herstellung geschlossener Rahmenstrukturen mittels rotierender Wickelkinematik beschrieben. Hierbei wird ein ebenfalls geschlossener Ring mit mehreren, entlang des Umfangs symmetrisch angeordneten Fadenaugen ortsfest positioniert. Der eigentliche Wickelkern wird bei diesem Ansatz mittels eines Vertikal-Knickarm-Roboters durch den Ring hindurchgeführt. Geeignete Algorithmen ermöglichen, es die entsprechenden Trajektorien des Roboters für ein kollisionsfreies und gleichmäßiges Wickeln zu generieren.

Ein sehr ähnlicher Ansatz mit einem Wickelring zur kontinuierlichen Ablage von Fasern auf einem rotationssymmetrischen und rein translatorisch bewegten Wickelkern wird in (Finkenwerder & Geistbeck et al. 2016; Finkenwerder & Geistbeck et al. 2017; Mlynek & Petru et al. 2018; Petru & Mlynek et al. 2016) verfolgt. Die Versuche mit der Kinematik zeigen hierbei eine hohe Reproduzierbarkeit und Übereinstimmung mit einem abgeleiteten, analytischen Modell bei der Ablage von einfachen Pfaden. Auch komplexere Pfade mit starken Krümmungen können durch vorherrschende Reibung der Fasern auf der Oberfläche reproduzierbar gewickelt werden. Allerdings gelingt es in diesem Fall aufgrund des Rutschens der Fasern nicht, das analytische Modell ausreichend zu validieren.

2.3.3 Faserwickeln als Fügeverfahren

Das Faserwickeln mit rotierender Kinematik, geführt von einem Vertikal-Knickarm-Roboter, eignet sich durch die große Bewegungsfreiheit neben der Bauteilgenerierung auch als Fügeverfahren für stabförmige Leichtbauprofile. Eine entsprechende Vorrichtung zur Herstellung gefügter T-Profilverbindungen wird in (Fleischer & Schädel 2013; Schädel 2014) vorgestellt. Die Vorrichtung basiert auf den Grundkomponenten einer herkömmlichen Faserwickelanlage und ist durch zusätzliche Module erweitert. Sie besteht aus einer Faserspule, einer Spanneinheit, einem Flüssigharz-Imprägnierbad und einem C-förmigen Rotor sowie Stator (Abbildung 2-5 b). Der Rotor dreht sich im Stator, welcher das Grundgerüst des Wickelrings bildet und gleichzeitig die Schnittstelle zum Roboter darstellt. Liegen die Öffnungen von Rotor und Stator übereinander, kann der Ring während des Wickelvorgangs das Querprofil der rechtwinkligen T-Verbindung überqueren und ermöglicht somit einen kollisionsfreien Seitenwechsel (Abbildung 2-5 a). Dieser Wechsel ist für das Fügen von Profilen durch Umwickeln zwingend notwendig. Mit Hilfe der Roboterkinematik können der zu wickelnde Pfad und das Wickelmuster in gewissen Grenzen flexibel eingestellt werden. Die Vorspannung der Faserrovings wird einmalig mittels Federn in der Vorspanneinheit eingestellt und kann während des Prozesses annähernd konstant gehalten, allerdings nicht geregelt werden.

Der Wickelring ist in der Lage, einen trockenen Glas- oder Kohlenstofffaseroving inline zu imprägnieren, auf einer konstanten und von der Wickelgeschwindigkeit unabhängigen Spannung zu halten und um einen T-Stoß zu wickeln, der sich auch innerhalb einer geschlossenen Rahmenstruktur befinden kann (Fleischer & Schädel 2013).

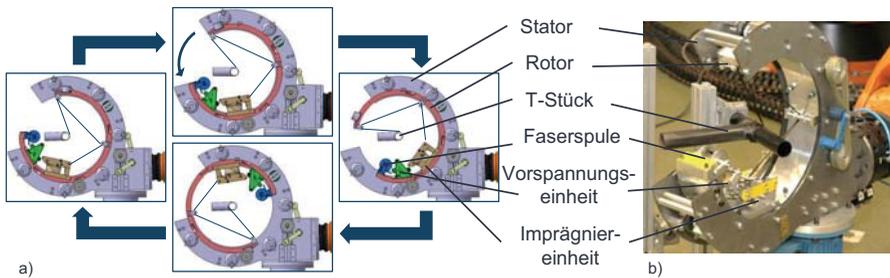


Abbildung 2-5: a) Prinzipieller Prozessablauf des Faserwickelns als Fügeverfahren, b) Realer Prototyp (in Anlehnung an (Fleischer & Schädel 2013))

Die Untersuchung der gewickelten Verbindung geschieht in (Fleischer & Schädel 2013; Schädel 2014) mit Hilfe von hergestellten Probekörpern. Bei den Prüfkörpern in T-Stoß-Form weist das Zugprofil einen Flansch in Form einer Profilaufweitung am unteren Ende auf, welche durch die Umwicklung den Formschluss sicherstellt. Um die Wicklungen lastgerecht platzieren zu können wird eine einfache Topologieoptimierung der Fügestelle unter Vernachlässigung der Anisotropie der Fasern durchgeführt. Die Ablage der Rovings erfolgt anschließend entlang der ermittelten Pfade. Das hierfür notwendige Roboterprogramm wird durch manuelles Abfahren einzelner Punkte im Raum erstellt. Eine umfassende Interpretation und Ausnutzung der Optimierungsergebnisse findet aufgrund einer fehlenden Modellierung nicht statt.

Zur Quantifizierung der Tragfähigkeit werden die speziell hergestellten Prüfkörper in (Fleischer & Schädel 2013; Schädel 2014) Zugversuchen unterzogen. Die Ergebnisse zeigen eine Widerstandsfähigkeit von annähernd 50 kN Zugkraft bei einem Eigengewicht der Wicklung von 10,4 g. Zusätzlich gelingt, es den Einfluss der Wicklungsanzahl sowie der Faservorspannung auf die Endfestigkeit des Bauteils zu analysieren und in einem mathematischen Modell nachzubilden.

2.3.4 Randbedingungen und Eigenschaften beim Faserwickeln

Um Wickelpfade reproduzierbar und ohne Verrutschen der Fasern ablegen zu können, müssen stets die Wickelbarkeitsbedingungen in Form einer Abhebe- und Rutschsicherheit gewährleistet sein. Diese Sicherheit ist neben der Geometrie abhängig von der Faserreibung auf der jeweiligen Oberfläche (Wang & Yang et al. 2011) und damit einhergehend von der Normalkraft der Rovings erzeugt durch die Fadenvorspannung (Akşuş & Genc 2017).

In jedem Fall sicher ist die Ablage auf geodätischen Wickelpfaden (Koussios 2004, S. 59). Ein solcher Pfad beschreibt in der Differentialgeometrie die kürzeste Verbindung zwischen zwei Punkten auf einer gekrümmten Oberfläche (siehe Kapitel 2.1.4). Im Gegensatz zu den geodätischen Wickelpfaden treten bei nicht geodätischen Wickelpfaden Querkräfte auf, die den Roving zur idealen, geodätischen Linie hinbewegen möchten. Dementgegen wirkt die Haftreibung zwischen dem Roving und der Ablageoberfläche. Ein seitliches Verrutschen tritt somit nur auf, wenn die resultierende Querkraft die vorherrschende Reibkraft überschreitet. In diesem Fall ist die Rutschgrenze erreicht und eine Rutschsicherheit nicht mehr gewährleistet. Gemäß Differentialgeometrie und Seilstatik ergibt sich ein proportionaler Zusammenhang zwischen der Normalkraft F_n , welche direkt abhängig von der Reibkraft ist, und der Normalkrümmung κ_n der Wickelbahn. Gleichermaßen verhält sich die Querkraft F_{quer} proportional zur geodätischen Krümmung κ_g . Daraus resultiert das Krümmungsverhältnis λ (Carvalho & Lossie et al. 1995; Koussios & Bergsma et al. 2006; Romagna J. 1997, S. 63–65; Wang & Yang et al. 2011):

$$\frac{F_{quer}}{F_n} \sim \frac{\kappa_g}{\kappa_n} = \lambda \quad 2-25$$

Unter Berücksichtigung des statischen Reibungskoeffizienten μ_s zwischen Roving und Oberfläche ergibt sich die Haftbedingung für nicht-geodätische Wickelpfade (Carvalho & Lossie et al. 1995):

$$|\lambda| \leq \mu_s \quad 2-26$$

Liegt eine mathematische Beschreibung der Wickelbahn sowie der Oberfläche vor, lassen sich die Krümmungen κ_n und κ_g mittels Methoden der Differentialgeometrie bestimmen. (Romagna J. 1997, S. 63–65)

Um neben der Rutschsicherheit auch eine Abhebesicherheit zu gewährleisten, muss unter Annahme eines biegeschlaffen Rovings, welcher keine Druckkräfte aufnehmen kann, zudem gelten (Fu & Yun et al. 2016a, S. 3; Romagna J. 1997, S. 77–80):

$$\kappa_n < 0 \quad 2-27$$

Neben der großen Bedeutung der Rovingvorspannung für die Ausgestaltung der Wickelpfade, beeinflusst diese maßgeblich die Qualität und Festigkeit der gewickelten Bauteile. In experimentellen Versuchen unter Variation von Prozessparametern lässt

sich in (Cohen 1997) ein deutlicher Einfluss zwischen der Vorspannung und der mechanischen Tragfähigkeit bei der Herstellung von Druckbehältern im Faserwickeln erkennen. Mit zunehmender Rovingvorspannung nimmt der Faservolumengehalt aufgrund der größeren Kompaktierung sowie dadurch bedingt die maximale Festigkeit der Druckbehälter deutlich zu. Eine gleiche Tendenz zeigen die Wickelversuche mit vorimprägnierten Rovings in (Deng & Shi et al. 2018). Mit einer Erhöhung der Vorspannung steigt die Festigkeit der gewickelten Ringe bei gleichzeitig sinkendem Gehalt an Luft einschläüssen. Ähnliche Untersuchungen werden mit Druckbehältern, hergestellt im Faserwickeln, in (Mertiny & Ellyin 2002) angestellt. Eine Erhöhung der Rovingvorspannung führt bei faserdominierende Belastungen zu einer Erhöhung der Widerstandsfähigkeit, wohingegen matrixdominierende Belastungen durch geringere Vorspannungen begünstigt werden.

Die experimentellen Analysen in (Toptaş & Akkuş 2017) und (Akkuş & Genc 2017) zeigen darüber hinaus den Anstieg des Rovingverschleißes mit zunehmender Vorspannung beim Faserwickeln. Grund hierfür ist eine Zunahme der Reibung an den Umlenrollen und dem Fadenaug. Untersuchungen bei denen die elektrische Leitfähigkeit von Kohlenstofffasern zur Schadensdetektion während Zugversuchen genutzt wird, machen eine Abnahme der Festigkeit von Kohlenstofffasern um bis zu 43 % sichtbar.

Um eine gleichmäßige und dauerhafte Rovingvorspannung während des gesamten Wickelprozesses zu erreichen ist eine entsprechende Regelung notwendig. In (Zhang & Tang et al. 2018) wird daher ein Fuzzy-*PID* Regler basierend auf einem Kalman Filter vorgestellt, welcher Störungen und Schwankungen durch Drehmomentänderungen eines an der Faserspule angebrachten Motors ausgleicht. Durch die Regelung kann die Genauigkeit der Rovingvorspannung um 42 % bis 44 % gesteigert werden. Eine ebenfalls gleichmäßige Vorspannung kann durch ähnliche Ansätze mit Hilfe eines selbststellenden Fuzzy-*PID* Reglers in (Cui & Yin 2017; Li 2015; Shi & Yan et al. 2012) sowie durch einen genetischen Algorithmus in (Imamura & Akamine et al. 2002) erreicht und experimentell in Wickelversuchen nachgewiesen werden.

2.3.5 Modellierung und Optimierung von Wickelpfaden

Unter Berücksichtigung der Wickelbarkeitsbedingungen und bei Verwendung von geodätischen sowie nicht-geodätischen Bahnen können Wickelpfade sowohl für einfache, rotationsymmetrische, aber auch für nicht-rotationssymmetrische Bauteile modelliert

werden (Carvalho & Lossie et al. 1995; Scholliers & van Brussel 1994, S. 1). Grundsätzlich lassen sich die entsprechenden Ansätze in solche basierend auf einer diskreten, auf einer kontinuierlichen sowie in solche basierend auf einer rein geometrischen Modellierung aufteilen. Erstere beruht auf einer Zerlegung der Wickeloberfläche in einzelne, mathematisch beschreibbare Elemente. Auf dieser vernetzten Oberfläche werden die Wickelpfade mit Hilfe von Geraden schrittweise angenähert. Diese Netzmethode hat den Vorteil eines geringeren Modellierungsaufwands und kürzerer Rechenzeiten, bringt allerdings den Nachteil von Ungenauigkeiten durch die Diskretisierung mit sich (Sofi & Neunkirchen et al. 2018).

Liegt eine vollständige, parametrische Beschreibung der Oberfläche vor, können Wickelpfade mit Hilfe der Differentialgeometrie (siehe Kapitel 2.1) durch Integration bestimmt werden. Bei einfachen, rotationssymmetrischen Wickelobjekten ist die Berechnung von geodätischen Kurven oder solchen mit konstanter Rutschneigung aufgrund der teilweise verschwindenden ersten Fundamentalform analytisch durchführbar. Die Differentialgleichungen für nicht rotationssymmetrische Bauteile hingegen lassen sich in der Regel analytisch nicht lösen. (Romagna J. 1997, S. 80–81)

Neben diskreten und kontinuierlichen Ansätzen mit Differentialgleichungen existieren rein geometrische Ansätze zur Modellierung von Wickelpfaden. Während bei ersteren die geodätischen Pfade zunächst berechnet und dann auf die Oberfläche projiziert werden, können die Pfade bei geometrischer Modellierung direkt anhand der geometrischen Informationen auf der Oberfläche ermittelt werden. Dies vermeidet zum einen den Diskretisierungsaufwand und umgeht zum anderen das sehr aufwendige Lösen der Differentialgleichungen für geodätische Wickelpfade. (Zhang & Sun et al. 2015)

Mit einem diskreten Ansatz modellieren (Mazumdar & Hoa 1994) Wickelpfade auf einer in Dreiecke zerlegten Oberfläche. Als Ergebnis können Wickelmuster für nicht-rotationssymmetrische Bauteile mit Hilfe geometrischer und trigonometrischer Beziehungen erzeugt werden. Ausgehend von einem CAD Modell im Stereolithographie-Format (STL) mit diskretisierten Oberflächen, wird in (Fu & Yun et al. 2014) ein Algorithmus zur Wickelpfadgenerierung entwickelt. Dieser erzeugt auf jeder Dreiecksfläche schrittweise Ablegepfade unter Einhaltung der Wickelbarkeitsbedingungen. Mit der allgemeinen Vorgehensweise können sowohl geodätische, als auch nicht-geodätische Pfade für rotations- und nicht-rotationssymmetrische Bauteile abgeleitet werden. Erweitert wird diese Methodik in (Fu & Yun et al. 2016a) um eine zusätzliche Strategie zur Modellierung abhebesicherer Pfade auf konkaven Oberflächen.

In (Hongya & Xianfeng et al. 2007) wird mit der sogenannten Patch-Methode ein Ansatz zur Modellierung von Wickelpfaden auf unregelmäßigen, das heißt wellenförmigen, nicht rotationssymmetrischen Wickelkernen vorgestellt. Diese Methode basiert auf einer anfänglichen Vernetzung der Wickeloberfläche und anschließender, schrittweiser Selektion von rutsch- und abhebesicheren Punkten auf der Oberfläche. Die Verbindung der einzelnen Punkte bildet den letztendlichen Wickelpfad. Die Methode wird durch Wicksimulationen und anhand von Experimenten mit Bauteilen aus der Luftfahrt erfolgreich validiert. Weitergeführt wird dieser Ansatz in (Xianfeng & Jun et al. 2010) durch eine Fehleranalyse sowie der Untersuchung des Einflusses der Elementgröße bei der Vernetzung auf den Fehler beziehungsweise die Abweichung zwischen Modell und Wickelergebnis. Hierbei geht eine Zunahme des Fehlers und der Abweichung mit größerer Vernetzung und somit kleineren Rechenzeiten einher.

Geodätische und nicht-geodätische Wickelmuster sind ebenfalls durch eine semianalytische Herangehensweise modellierbar, in dem der Pfad an sich diskret durch einzelne Punkte abgebildet wird, die zugehörigen Vektorgrößen aber analytisch bestimmt werden. Eine Ausnahme bildet der Wickelwinkel, welcher nur durch numerische Integration aufgelöst werden kann. Grundlage hierfür ist eine parametrische Beschreibung der Wickeloberfläche. Mit dieser Methode ist es möglich, kumulierte Fehler vollständig zu vermeiden und eine Genauigkeit in der Modellierung zu erreichen, welche unabhängig von der Anzahl der diskreten Punkte des Wickelpfades sind. (Koussios & Bergsma et al. 2004)

Ein kontinuierlicher Ansatz zur Modellierung von Wickelpfaden mit sogenannten *parametric domain splines* wird in (Li & Liang et al. 2007) präsentiert. Während die Berechnung geodätischer Kurven einzig von den Anfangsbedingungen abhängt und somit die Gestaltung stark eingeschränkt ist, werden bei dieser Methode kubische Splines, also Polynomzüge dritten Grads, zur Modellierung verwendet. Dies ermöglicht eine flexiblere Beschreibung der Ablegepfade unter Verwendung zweier Punkte auf einer Oberfläche und einer vorgegebenen Richtung. Um die Stabilität im Sinne der Positionierung der modellierten Pfade zu gewährleisten, wird die Rutschneigung anhand der geodätischen und Normalkrümmung entlang der Kurve kontrolliert. Dies verhinert eine Überschreitung der zur Verfügung stehenden Haftreibung (siehe Kapitel 2.3.4). Der Modellierungsansatz mittels Splines wird in (Li & Liang et al. 2007) durch das Umwickeln von nicht-rotationssymmetrischen Rohren erfolgreich validiert.

Die Berechnung von Pfaden zur Herstellung von T-Stücken im Faserwickeln basiert in (Scholliers & van Brussel 1994) ebenfalls auf einer kontinuierlichen Methode mit den Differentialgleichungen für die geodätischen Linien. Unter Berücksichtigung der Wickelbarkeitsbedingungen und mit Randbedingungen zur vollständigen Bedeckung der Oberfläche mit Wickelpfaden gelingt es so ein gesamtheitliches Modell zur Herstellung gewickelter T-Stücke abzuleiten. Validiert wird die Vorgehenseise sowohl mit trockenen, als auch mit nassimprägnierten Faserbändern.

In (Finkenwerder & Geistbeck et al. 2016) werden geodätische und nicht-geodätische Pfade für das Faserwickeln mit einem stationären Wickelring durch Auflösen der entsprechenden Wickelgleichungen modelliert. Die Validierung der Modelle erfolgt durch experimentelle Wickelversuche mit einem robotergeführten Kern. Die Ergebnisse für die geodätischen Pfade zeigen eine gute Übereinstimmung mit dem analytischen Modell sowie eine hohe Reproduzierbarkeit in einem Bereich des Wickelwinkels zwischen 15° und 85° . Die nicht-geodätischen Wicklungen können aufgrund von Abweichungen bedingt, durch seitliches Verrutschen der Fasern auf der Oberfläche, nicht vollständig validiert werden. Gleichzeitig wird eine starke Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von der im Prozess auftretenden Normalkraft der Fasern auf die Oberfläche sowie der Wickelgeschwindigkeit und der Oberflächenbeschaffenheit des Wickelkerns festgestellt.

Bei stark belasteten dünnwandigen Komponenten, wie beispielsweise Drucktanks, kann das Wickelmuster einen großen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften und gleichzeitig auf die Lebensdauer aufweisen. Um die Wickelpfade daher nicht nur sicher, sondern auch für die am Bauteil wirkenden Belastungen ideal zu positionieren, können die Ergebnisse von Spannungsanalysen oder experimentellen Versuchen miteinbezogen werden. Vor diesem Hintergrund existieren zahlreiche Untersuchungen bei denen entweder die Wickelmuster mit Hilfe von nicht-geodätischen Wickelpfaden optimiert (Fu & Yun et al. 2017; Hernández-Moreno & Douchin et al. 2008; Ulke-Winter & Kroll 2017; Xu & Wang et al. 2019; Zhang & Hou et al. 2018; Zhang & Xu et al. 2018; Zu & Xu et al. 2019; Zu & Zhang et al. 2012) oder die Kontur des Bauteils im Hinblick auf das Umwickeln angepasst wird (Zhou & Chen et al. 2016; Zu & Koussios et al. 2010a; Zu & Koussios et al. 2010b; Zu & Xu et al. 2018b). In aller Regel erfolgt die Optimierung durch eine Kombination aus Wickelpfadberechnung und anschließender oder vorrangigere *FEM*-Analyse der Bauteile. Darüber hinaus liegen Ansätze vor,

die eine Optimierung durch Veränderung der Oberflächenbeschaffenheit des Wickelobjekts und somit zur Veränderung der Reib- und Hafteigenschaften anstreben (Dalibor & Lisbôa et al. 2018; Zu & Zhu et al. 2017). Diese Veränderung erlaubt eine größere Flexibilität in den Wickelmustern durch eine stärkere Abweichung vom idealen, geodätischen Pfad und somit eine bessere Anpassung der Pfade an die jeweiligen Lastrichtungen (Dalibor & Lisbôa et al. 2019).

Eine Methode zur dreidimensionalen Echtzeit Modellierung und Visualisierung von Wickelpfaden eines Druckbehälters wird in (Fu & Yun et al. 2016b) vorgestellt. Die Basis der Methode bildet ein vorhandener Wickelpfad, welcher mit Hilfe von Offsets, der Gleichung für die geodätische Linie sowie der Kenntnis über die Längen jeder Wicklung mehrfach verschoben und somit vervielfacht wird. Für die einzelnen, verschobenen Wicklungen wird anschließend zur grafischen Darstellung eine Breite festgelegt. Dieses Vorgehen ermöglicht eine sehr schnelle und aufwandsminimale Berechnung sowie grafische Darstellung einzelner Wicklungen und Wickelmuster.

Die Freiheiten in der Modellierung der Wickelpfade sind direkt abhängig von der Flexibilität der trockenen beziehungsweise vorimprägnierten Rovings. Eine Abweichung vom geodätischen Idealpfad ist nur insoweit sinnvoll, wie es die Faserbündel, ohne Defekte zu verursachen, zulassen. Untersuchungen für trockene und mit Matrix getränkte Rovings werden hierzu in (Kim & Hazra et al. 2011) angestellt. Dabei wird festgestellt, dass die Defekte bei der Ablage unmittelbar von der Biegebeanspruchung der Rovings abhängen. Gleichzeitig führt eine Limitierung der zulässigen Biegeradien zu einem deutlichen Absinken der Flexibilität in der Platzierung der Wickelpfade. In (Zhao & Xiao et al. 2016) wird der Zusammenhang zwischen dem geodätischen Radius der Ablegepfade und dem kritischen Beulradius von vorimprägnierten Rovings mathematisch beschrieben und experimentell untersucht sowie Rückschlüsse auf die Laminatqualität gewickelter Bauteile gezogen. Die Ergebnisse zeigen das Auftreten von Beulen und Falten, wenn der geodätische Radius des Wickelpfads kleiner ist als der kritische Beulradius. Damit einhergehend sinkt die Qualität und die mechanische Tragfähigkeit der Bauteile. Der kritische Beulradius kann durch entsprechende Biegeversuche der Rovings ermittelt werden und hängt von den Eigenschaften wie Faserart und Rovingbreite sowie -dicke ab.

2.4 Bewegungssimulation und Bahnplanung

Wie im vorangegangenen Abschnitt deutlich wird, ermöglicht die Modellierung der Wicklungen mit nicht-geodätischen Pfaden große Gestaltungsfreiräume und Flexibilität in den zulässigen Mustern. Um diese theoretischen Pfade auch real umsetzen zu können, bedarf es einer Wickelkinematik mit entsprechenden Freiheitsgraden, welche klassische Wickelanlagen in der Regel nicht bieten. Aus diesem Grund wird für das im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Fügewickeln, wie bereits in (Schädel 2014), ein Vertikal-Knickarm-Roboter mit sechs Rotationsachsen eingesetzt (siehe Kapitel 2.3.3). In den folgenden Unterkapiteln sollen in Anlehnung an (A_Gündisch 2018, S. 3–13) sowohl die Kinematik an sich, als auch Methoden zur Bahnplanung und Arbeitsraumanalyse für solche Vertikal-Knickarm-Roboter genauer erläutert werden.

2.4.1 Roboterkinematik

Vertikal-Knickarm-Roboter gehören zur Gruppe der Gelenkarmroboter, wobei das erste Gelenk beziehungsweise die erste Drehachse senkrecht zur Grundebene, die übrigen in einer horizontalen Ebene stehen (Stark 2009, S. 22). Die Antriebe sind in den jeweiligen Gelenken verbaut. Der Endeffektor beziehungsweise das Werkzeug, in aller Regel am Flansch des letzten Gelenks angebracht, definiert den sogenannten Tool-Center-Point (*TCP*) (Weber 2009, S. 17). Dieser Bezugspunkt ist ausschlaggebend für die Definition der Bewegungen des Roboters. Weiterhin wird unterschieden in Hauptachsen, also den ersten drei Achsen, welche vorrangig für die Bewegung im Raum zuständig sind, und den übrigen Nebenachsen, die die Orientierung des Endeffektors maßgeblich beeinflussen (Wenz 2008, S. 11). (A_Gündisch 2018, S. 4–5)

Die kompakte Bauform, der große Arbeitsraum sowie die hohe Flexibilität in der Bewegung zählen zu den Vorteilen eines Vertikal-Knickarm-Roboters. Hinzu kommt je nach Baugröße eine variable Traglast von bis zu 1000 *kg*, was ihn als Universalroboter auszeichnet. (Wenz 2008, S. 9)

Unter der Roboterkinematik wird die mechanische Grundstruktur eines Roboters verstanden. Dies beinhaltet den Typ, die Anordnung der Gelenke und die Längen der einzelnen Arme. Es handelt sich demnach um eine rein geometrische Betrachtung von Bewegungen unter Vernachlässigung real auftretender Kräfte (Siciliano & Khatib 2008, S. 11). Die Zuordnung einzelner Robotergelenke zu einem Bezugssystem erfordert die Koordinatentransformation zwischen den jeweiligen Systemen (Gevatter & Grünhaupt

2006, S. 759–765). In der Regel bilden Vertikal-Knickarm-Roboter eine offene kinematische Kette, bei dem jedes Armteil mit dem nächsten über ein Gelenk mit genau einer Gelenkachse verbunden ist (Weber 2009, S. 46). Nach (DIN ISO 8373) werden bei der Definition der Kinematik fünf verschiedene Koordinatensysteme unterschieden (siehe Abbildung 2-6) (A_Gündisch 2018, S. 5–6; Gevatter & Grünhaupt 2006, S. 740–741).

- Weltkoordinatensystem x_0, y_0, z_0 : Ein von der Bewegung des Roboters unabhängiges, stationäres Koordinatensystem mit der Erde als Bezug.
- Basiskoordinatensystem x_1, y_1, z_1 : Koordinatensystem bezogen auf die Basismontagefläche des Roboters.
- Koordinatensystem der mechanischen Schnittstelle x_m, y_m, z_m : Koordinatensystem bezogen auf den Roboterflansch, wobei m der Anzahl der Roboterachsen plus 1 entspricht.
- Gelenkkoordinatensystem $\phi_1, \phi_2, \phi_3, \phi_4, \phi_5, \phi_6$: Koordinatensystem bezogen auf die Gelenkachsen, deren Gelenkkordinaten in Bezug auf die vorherigen Gelenkkordinaten oder auf ein anderes Koordinatensystem definiert sind.
- Werkzeugkoordinatensystem x_{wz}, y_{wz}, z_{wz} : Koordinatensystem bezogen auf das Werkzeug.

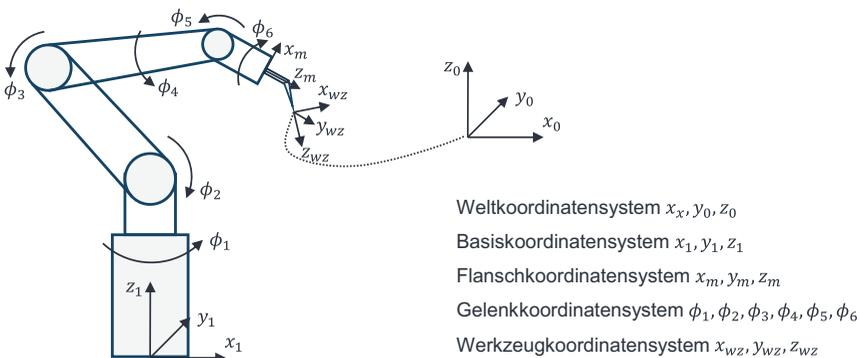


Abbildung 2-6: Koordinatensystem eines Vertikal-Knickarm-Roboters (in Anlehnung an (Gevatter & Grünhaupt 2006))

Zur Überführung des Tool-Center-Points (TCP) in ein anderes Bezugssystem ist eine Koordinatentransformation notwendig. Hierzu werden neben Rotationsmatrizen auch Eulerwinkel genutzt. Mittels einer Matrixmultiplikation lässt sich die Verschiebung zweier Koordinatensysteme unter Verwendung von homogenen Koordinaten und einer

Überführung von \mathbb{R}^3 in \mathbb{R}^4 darstellen. Eine Verschiebung des Punktes $P = (x, y, z)$ um den Vektor $q = (q_x, q_y, q_z)^T$ berechnet sich wie folgt:

$$\begin{pmatrix} x + q_x \\ y + q_y \\ z + q_z \\ 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & q_x \\ 0 & 1 & 0 & q_y \\ 0 & 0 & 1 & q_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{pmatrix} \quad 2-28$$

Die Drehung eines Punktes um einen bestimmten Winkel um eine Koordinatenachse kann durch die Rotationsmatrix beschrieben werden (siehe Kapitel 2.1.5). Somit lassen sich mit einem Vektor aus drei Winkeln $(\alpha_{dreh}, \beta_{dreh}, \gamma_{dreh})^T$ die Drehung eines Koordinatensystems gegenüber eines Referenzkoordinatensystem einfach ausdrücken. Diese Winkel werden als Eulerwinkel bezeichnet und stehen jeweils für die Drehung um eine der Koordinatenachsen (Siciliano & Khatib 2008, S. 13). Für die jeweiligen Drehungen gibt es verschiedene Definitionen, die als Eulerkonventionen zusammengefasst werden. In Tabelle 2-1 sind diese für die einzelnen Rotationen dargestellt. Die Drehungen beziehen sich jeweils auf die entstehenden Koordinatensysteme nach der vorherigen Drehung (Weber 2009, S. 40).

Tabelle 2-1: Eulerkonventionen nach (Weber 2009)

	ZYZ-Eulerkonvention	ZYX-Eulerkonvention
1. Drehung um Winkel α_{dreh}	Um z-Achse	Um z-Achse
2. Drehung um Winkel β_{dreh}	Um y'-Achse	Um y'-Achse
3. Drehung um Winkel γ_{dreh}	Um z''-Achse	Um x''-Achse
Gesamtrotationsmatrix	$R = R_z(\alpha)R_y(\beta)R_z(\gamma)$	$R = R_z(\alpha)R_y(\beta)R_x(\gamma)$

Die Lage des Tool-Center-Points (TCP) in Bezug auf ein Referenzkoordinatensystem kann mit den Eulerwinkeln eindeutig beschrieben werden (Gevatter & Grünhaupt 2006, S. 760):

$$L = (X Y Z \alpha \beta \gamma)^T \quad 2-29$$

Im englischen Sprachraum werden die Eulerwinkel häufig als RPY-Winkel (Roll, Pitch, Yaw) bezeichnet. Die Lage der Gelenke zueinander wird in der Regel mit der Denavit-Hartenberg-Konvention (DH-Konvention) beschrieben (Denavit & Hartenberg 1955; Hartenberg & Denavit 1964). Diese Beschreibung ist die Basis für die Vorwärtstransformation von Roboterkinematiken. Hierbei werden die kartesischen Weltkoordinaten des Endeffektors aus den Gelenkkordinaten der Roboterkinematik berechnet. Liegt

eine serielle Kinematik vor, gibt es immer eine eindeutige Lösung des Optimierungsproblems durch relativ einfache Matrizenmultiplikation. Die umgekehrte Vorgehensweise, das heißt die Berechnung aller Gelenkwinkel auf Basis der kartesischen Koordinaten des Endeffektors ist deutlich komplizierter (Wenz 2008, S. 33). Da es sich bei der inversen Kinematik beziehungsweise der Rückwärtstransformation um ein nichtlineares Inversionsproblem handelt, ist eine Lösung im Allgemeinen nur numerisch durch Linearisierung möglich. Schneiden sich allerdings mehrere Gelenkachsen in einem Punkt, vereinfacht sich das zu lösende Gleichungssystem und erlaubt unter Umständen eine analytische Lösung (Stark 2009, S. 147). In Abbildung 2-7 ist der Zusammenhang zwischen dem Gelenk- und Werkzeugkoordinatensystem dargestellt.



Abbildung 2-7: Zusammenhang des Gelenk- und Werkzeugkoordinatensystems (in Anlehnung an (Gevatter & Grünhaupt 2006))

Die Lösung der inversen Kinematik ist nicht eindeutig, da mehrere Gelenkwinkelkonfigurationen in der selben Lage des Endeffektors resultieren können (Weber 2009, S. 58). Zudem können Singularitäten auftreten, das heißt Konfigurationen, bei denen für einzelne Gelenkwinkel unendlich viele Lösungen zum gewünschten Ergebnis führen.

Für ausführlichere Herleitungen und Erklärungen der kinematischen Zusammenhänge soll an dieser Stelle unter anderem auf (Gevatter & Grünhaupt 2006; Ling & Angeles 1997; Siciliano & Khatib 2008; Stark 2009; Weber 2009; Wenz 2008) verwiesen werden. (A_Gündisch 2018, S. 7–9)

2.4.2 Bahnplanung

Die Bewegung eines Roboter-Endeffektors beziehungsweise des Tool-Center-Points (TCP) im Raum wird mittels Trajektorien festgelegt. Diese setzen sich aus einfachen Kurventypen wie Linien und Parabeln oder Spline-Kurven zusammen (Gevatter & Grünhaupt 2006, S. 764). Berechnet werden die Kurven durch Definition einer diskreten Anzahl an Stützpunkten als Funktion der Zeit und mit einem geeigneten Interpolationsverfahren, um einen kontinuierlichen Verlauf zu erhalten (Stark 2009, S. 30). (A_Gündisch 2018, S. 9)

2.4.2.1 Interpolationsmethoden

In Abhängigkeit von der Verfahrrart, können die einzelnen Stützpunkte mit Punkt zu Punkt (Point to Point, *PTP*), linearen (*LIN*), Kreis-(*CIRC*) oder Spline-(*SPL*) Bewegungen miteinander verbunden werden (Gevatter & Grünhaupt 2006, S. 752–753; Hatwig 2014, S. 42; Wenz 2008, S. 86–95).

- ***PTP*** (Punkt zu Punkt)
Beim *PTP* Verfahren werden die Punkte ohne Funktionszusammenhang zwischen den einzelnen Achsen angefahren. Dabei werden die Gelenkkordinaten zwischen dem Start- und Endpunkt linear interpoliert, was zu einer undefinierten Bewegung des Endeffektors führt. Je nach zeitlicher Abhängigkeit der Achsbewegungen wird zwischen einer asynchronen, synchronen und vollsynchronen Bewegung unterschieden.
- ***LIN*** (Linearbahn)
Beim *LIN* Verfahren wird die Bewegungsbahn zwischen dem Start- und Endpunkt linear im kartesischen Bezugssystem interpoliert. Somit ist die Position und Orientierung des Tool Center Points (*TCP*) zu jeder Zeit klar definiert.
- ***CIRC*** (Zirkularbahn)
Beim *CIRC* Verfahren wird die Bewegungsbahn zwischen dem Start- und Endpunkt mit Hilfe eines Kreisbogens und eines zusätzlichen Hilfspunkts interpoliert.
- ***SPL*** (Spline-Bahn)
Beim *SPL* Verfahren findet eine Interpolation der Achsstellungen statt, welche den Tool-Center-Point (*TCP*) auf einer Spline-Bahn mit mehreren Punkten verlaufen lässt.

Die Bewegungsbahnen können entweder direkt in der Steuerung des Roboters definiert werden (Online-Programmierung) oder mit Hilfe zusätzlicher Software (Offline-Programmierung). Bei der Online-Programmierung werden die Punkte in aller Regel durch einteachen, das heißt durch Abfahren und Speichern bestimmter Lagen im Arbeitsbereich, ermittelt. Vorteilhaft sind dabei die einfache Bedienung und das Wegfallen von benötigten Programmierkenntnissen. Demgegenüber steht ein hoher Zeitaufwand. Die Offline-Programmierung benötigt zusätzliche Software und in der Regel Programmierkenntnisse zur Erstellung von Roboterbewegungen, bietet dafür aber eine deutlich größere Flexibilität (Haun 2013, S. 424–426). (A_Gündisch 2018, S. 9–12)

Detaillierte Ausführungen zur Programmierung der Bahnpunkte sind unter anderem in (Hatwig 2014) und (Enien & Wrutz et al. 2018) zu finden.

2.4.2.2 Ansätze zur Bahnplanung beim Faserwickeln

Ausgehend von Wickelpfadmodellen müssen zur realen Umsetzung Roboter Trajektorien und Maschinenbefehle für das Faserwickeln abgeleitet werden. Eine Methodik zur Erzeugung dieser Bewegungen des Fadenauges beim klassischen Faserwickeln mit rotierendem Dorn und einer 4-Achs Wickelkinematik wird in (Li, Liang & Bao 2007) erarbeitet. Die Vorgehensweise basiert auf der parametrischen Beschreibung der Wickeloberfläche sowie den berechneten Wickelpfaden. Mittels geometrischer Betrachtungen und der Definition von Randbedingungen zur Vermeidung von Kollisionen können die Bewegungen erfolgreich abgeleitet und in experimentellen Versuchen validiert werden.

Ein sehr ähnlichen Ansatz wird in (Koussios & Bergsma et al. 2006) vorgestellt. Durch eine geometrische Modellierung des Wickelprozesses und einer Definition von Randbedingungen sowohl für den Wickeldorn beziehungsweise die Wickelmaschine, aber auch für die Fadenführung können die Wickelbewegungen für das klassische Faserwickeln abgeleitet und Kollisionen ausgeschlossen werden. Zusätzlich wird eine Methode zu Minimierung der Prozesszeit durch Optimierung der Bewegungen vorgestellt und validiert.

Die Bahnplanung beim Faserwickeln mit rotierendem Dorn und einem durch einen Vertikal-Knickarm-Roboter geführten Fadenaug wird in (Kouostas & Papingiotis et al. 2018) genauer betrachtet. Bei einfachen Wickelpfaden können die Bewegungsbahnen mittels analytischer Berechnungen durchgeführt werden. Bewegungen für komplexere Strukturen hingegen müssen mittels Auswertung von *CAD*-basierten, kinematischen Simulationen hergeleitet werden.

In Bezug auf eine kinematische Modellierung der Bewegungen beim Ringwickeln mit einem ortsfesten Wickelring und einem durch einen Vertikal-Knickarm-Roboter geführten Wickeldorn werden in (Petru 2016) und (Beran & Bílek et al. 2017) erfolgreich Modelle aufgestellt. Auf Basis eines numerischen Ansatzes können die unterschiedlichen Tool-Center-Points (*TCP*) des Roboters berechnet und somit die Trajektorien für die Bewegungen abgeleitet werden.

2.5 Bewertung des Stands der Forschung und Technik

Im Folgenden wird zunächst der Stand der Forschung und Technik zusammengefasst und bewertet. Darauf aufbauend werden anschließend die für das Fügewickelverfahren relevanten Vorteile und Defizite als Grundlage für die weiteren Untersuchungen herausgearbeitet.

2.5.1 Zusammenfassung

In Kapitel 2.2 wird ein allgemeiner Überblick über Verbindungstechniken für Leichtbauprofile gegeben. Dabei kann aufgezeigt werden, dass bereits zahlreiche Ansätze und Fügeverfahren zur Herstellung von Leichtbau-Strukturen aus faserverstärkten Hohlprofilen existieren, die allerdings Defizite im Fertigungsaufwand, dem Leichtbaugrad, der Flexibilität oder den mechanischen Eigenschaften aufweisen. Demgegenüber steht das Faserwickeln als neuartige Fügeverfahren solcher Strukturen (Kapitel 2.3).

Während das klassische Faserwickeln mit rotierendem Dorn zur Bauteilgenerierung bereits vielfach erforscht und seit Jahren im industriellen Umfeld etabliert ist, bestehen beim Faserwickeln als Fügeverfahren noch zahlreiche Fragestellungen. Aufgrund der beschränkten Bewegungsfreiheiten kommen starre Wickelanlagen und solche mit rein rotierendem Wickeldorn bei der Herstellung von nicht-rotationssymmetrischen Bauteilen an ihre Grenzen. Neuartige Faserwickelkonzepte mit Vertikal-Knickarm-Robotern oder Wickelringen rücken daher in den Fokus gegenwärtiger Forschung und Entwicklung. Mit den neuen Anforderungen einer Fügeverfahren und den gleichzeitigen Randbedingungen des Faserwickelns in Bezug auf die Rutsch- und Abhebesicherheit tun sich zudem neue wissenschaftliche Fragestellungen im Bereich der Modellierung und Optimierung von Wickelpfaden sowie Wickelmustern auf. Das primäre Ziel beim Wickeln ist nicht mehr die vollständige Bedeckung des Wickelobjekts mit Fasern, sondern die möglichst materialeffiziente und lastoptimale Verteilung einzelner Wicklungen zur Erzeugung einer Gesamtverbindung. Mit der komplexeren Kinematik und den neuartigen Wickelpfaden einhergehend entstehen wissenschaftliche Fragestellungen im Bereich der Modellierung von Bewegungsbahnen der Vertikal-Knickarm-Roboter.

Zusammengefasst existieren nach aktuellem Stand der Forschung zahlreiche Ansätze, die sich entweder mit dem klassischen Faserwickeln sowie der zugehörigen Modellierung zur Herstellung kompletter Bauteile beschäftigen oder einzelne Teilaspekte im Be-

reich der Wickelpfad- und Bewegungsmodellierung für komplexere, nicht-rotationssymmetrische Bauteile untersuchen. Einzig in (Schädel 2014) wird bisher eine Methode zum Fügen zweier Profile im Faserwickeln vorgestellt. Anhand eines prototypischen, offenen Wickelrings, geführt von einem Vertikal-Knickarm-Roboter kann das Funktionsprinzip durch die Herstellung erster Fügeverbindungen aufgezeigt und das Potential der Technologie in Zugversuchen nachgewiesen werden. Eine umfassende Prozessbetrachtung durch eine Modellierung der Wickelpfade sowie der Bewegungen wird in (Schädel 2014) jedoch nicht durchgeführt.

2.5.2 Vorteile und Defizite des Fügewickelfahrens

Basierend auf dem vorgestellten Stand der Forschung und Technik knüpft die vorliegende Arbeit an die Untersuchungen von (Schädel 2014) an. Die Weiterführung der Betrachtungen des Faserwickelns als Fügeverfahren ist aufgrund bestehender Vorteile gegenüber anderen Fügetechnologien sinnvoll. Gleichzeitig weist dieses Verfahren allerdings noch Defizite auf, welche eine Serientauglichkeit einschränken. Im Folgenden sollen die bestehenden Vorteile und aktuelle Forschungsdefizite des Fügewickelfahrens zusammengefasst werden:

Vorteile des Fügewickelfahrens

Vorteil – Hoher Leichtbaugrad der Verbindung:

Mit Hilfe des Fügewickelfahrens ist es möglich durch minimales, gezieltes Hinzufügen von Umwicklungen Hohlprofile aus faserverstärkten Kunststoffen zu verbinden. Im Vergleich zu vielen Fügeverfahren mit Zusatzelementen können somit deutliche Gewichtseinsparungen erzielt werden. Das Verfahren nutzt zum Fügen vorrangig Rovings aus Kohlenstoff, welche eine sehr geringe Dichte und dementsprechend wenig zusätzliches Gewicht mit sich bringen. Gerade bei ausgeprägten Fachwerkstrukturen wirkt sich diese Einsparung deutlich auf die Masse des Gesamtsystem aus.

Vorteil – Hohe Flexibilität:

Durch die besondere Konstruktion des offenen C-förmigen Rings zusammen mit dem Vertikal-Knickarm-Roboter bietet das Fügewickelfahren eine hohe Flexibilität in Bezug auf mögliche Wickelpfade. Gleichzeitig lassen sich die Anzahl sowie die Position der einzelnen Wicklungen individuell einstellen und somit anwendungsfallsspezifische Wickelmuster herstellen. Auch ermöglicht das Fügewickelfahren, wie es in (Schädel 2014) entwickelt und im Rahmen der Arbeit weiter untersucht werden soll, das Fügen

von nicht-rotationssymmetrischen Strukturen und geschlossenen Fachwerken, ohne Kollisionen zu verursachen.

Vorteil – Hohe Tragfähigkeit der Verbindung:

Die individuellen und lastpfadoptimalen Wickelmuster im Zusammenspiel mit hochfesten und hochsteifen technischen Fasern aus Kohlenstoff oder Glas ermöglichen die Herstellung sehr tragfähiger Fügeverbindungen (Fleischer & Schädel 2013). Durch das Umwickeln mit Fasern beziehungsweise Rovings kann eine Kombination aus einem Form- und einem Kraftschluss erzeugt werden. Der Wegfall zusätzlicher metallischer Elemente wie Schrauben oder Nieten vermindert zudem die Korrosionsgefahr und steigert somit die Lebensdauer der jeweiligen Verbindungen.

Aktuelle Defizite des Fügewickelverfahrens

Defizit – Fehlendes Modell zur Beschreibung und Optimierung der Wickelpfade:

Um die volle Flexibilität des Fügewickelverfahrens auszunutzen, fehlt eine Methodik zur Beschreibung und Optimierung der Wickelpfade für Fügeverbindungen. In (Schädel 2014) wird das Funktionsprinzip bereits erfolgreich validiert, allerdings fehlt bislang die Herleitung unterschiedlicher Wickelmuster. Zahlreiche Untersuchungen im Stand der Forschung und Technik zeigen bereits Ansätze zur Modellierung von Umwicklungen, allerdings bezieht sich dabei keine auf das Fügen von Hohlprofilen. Lediglich die Bauteilerzeugung wurde ausgiebig betrachtet. Um das Potential des Fügewickelverfahrens zu steigern, ist daher die Erarbeitung eines parametrischen Modells zur Berechnung unterschiedlicher Wickelpfade unter Berücksichtigung der Wickelbarkeitsbedingungen notwendig.

Defizit – Fehlendes Modell zur Ableitung der Wickelbewegungen:

Mit neuen und individuelleren Wickelmustern gehen komplexere Wickelbewegungen einher. Diese lassen sich in aller Regel, wie in (Schädel 2014) geschehen, nicht mehr manuell programmieren oder einlernen. Aus diesem Grund ist ein geeignetes Modell zur automatisierten Ableitung der jeweiligen Bewegungen sowohl für den Wickelring als auch den Vertikal-Knickarm-Roboter notwendig. Darüber hinaus muss das Modell über einen Algorithmus zur Kollisionsvermeidung verfügen, sodass beim kontinuierlichen Umwickeln keine Beschädigungen am Wickelring oder den Bauteilen auftreten. Eine solche Kollisionsvermeidungsstrategie wird in (Schädel 2014) nicht hergeleitet und die

bisherigen Betrachtungen im Stand der Forschung und Technik beziehen sich auf andere Kinematiken oder lediglich auf die Bauteilgenerierung.

Defizit – Fehlende Regelung der Rovingvorspannung:

Die Wickelergebnisse und somit die Qualität der Verbindung sowie die mögliche Flexibilität in Form der Abweichung vom geodätischen Idealpfad, hängt, wie im Stand der Forschung und Technik aufgezeigt werden konnte, maßgeblich von der Normal- und Reibkraft auf der Oberfläche ab. Diese wiederum wird durch eine ausreichende Rovingvorspannung beim Faserwickeln generiert. Um die Vorspannung gezielt einstellen zu können und während des gesamten Wickelvorgangs auch bei Störungen nahezu konstant zu halten, fehlt jedoch in (Schädel 2014) ein entsprechendes Regelungsmodul.

Die Zusammenfassung der Vorteile und Defizite stellt das Potential des Fügewickels als neuartige Fügetechnologie dar, zeigt gleichzeitig aber Defizite vor allem im Bereich der Modellierung. Die vorliegende Arbeit adressiert daher die dargestellten Defizite *Fehlendes Modell zur Beschreibung und Optimierung der Wickelpfade, Fehlendes Modell zur Ableitung der Wickelbewegungen* sowie *Fehlende Regelung der Rovingvorspannung* und leistet somit einen wesentlichen Beitrag zur Weiterentwicklung des Faserwickels als Fügeverfahren.

3 Zielsetzung, Lösungsansatz und Vorgehensweise

Ziel dieses Kapitels 3 ist die Festlegung einer Strategie zur Überwindung der aktuellen Forschungsdefizite im Fügewickelprozess. In **Abschnitt 3.1** werden zunächst die Kernziele der vorliegenden Arbeit erläutert bevor in **Abschnitt 3.2** der ganzheitliche Ansatz zur Erreichung der formulierten Ziele vorgestellt wird. Abschließend wird in **Abschnitt 3.3** die methodische Vorgehensweise zur Lösungsfindung dargelegt.

3.1 Zielsetzung

Die prototypische Umsetzung des Fügewickelverfahrens sowie die mechanische Tragfähigkeit der erzielten Fügeverbindung konnten wie im Stand der Forschung und Technik dargelegt, bereits nachgewiesen werden. Um ausgehend von den Vorarbeiten zum Funktionsprinzip die Verfahrensgrenzen und Verfahrensflexibilität des Fügewickelns zu identifizieren sowie eine hohe Reproduzierbarkeit zu erreichen, soll das Verfahren im Rahmen dieser Arbeit hinsichtlich prozessrelevanter Einflussgrößen charakterisiert und anschließend modelliert werden.

Die Untersuchungen sollen einen wesentlichen Beitrag zum Verständnis des Prozesses und der Wirkzusammenhänge leisten. Mit Hilfe der Modelle soll es möglich sein die Abhängigkeiten von Parametern wie die Fasermaterialien, Bauteiloberflächen und -geometrien auf die möglichen Wickelpfade und -muster zu beschreiben. Zudem sollen Prozesszeiten und die Menge der benötigten Fügematerialien bereits frühzeitig abgeschätzt und somit Fragestellungen zu den Prozesskosten schon in der Planungsphase sichtbar gemacht werden können. Gleichzeitig soll die Charakterisierung und Modellierung die Verfahrensgrenzen und -potentiale aufdecken, um die Flexibilität des Fügewickelns vollständig ausnutzen zu können.

Zusammengefasst sind die Teilziele der vorliegenden Arbeit:

1. *Identifikation und Charakterisierung relevanter Einflussgrößen im Fügewickelprozess*
2. *Modellierung der Wickelpfade und Wickelmuster beim Fügen zweier Hohlprofile mittels Faserwickeln durch eine rotierende Wickeleinheit*
3. *Erarbeitung einer Vorgehensweise zur Auslegung und Optimierung der Wickelverbindung mit Hilfe von Finite Elemente Simulationen*
4. *Modellierung der Bewegungen der Wickeleinheit und des Vertikal-Knickarm-Roboters durch eine kinematische Simulation*

5. Entwicklung einer Methodik zum Postprocessing der Bewegungen beim Fügewickeln durch eine Fusion des Wickelpfad- und kinematischen Modells
6. Validierung des Wickelpfadmodells sowie der Bewegungssimulation

3.2 Lösungsansatz

Die vorgestellten Teilziele sollen mit Hilfe eines ganzheitlichen Lösungsansatzes erreicht werden. Dieser Lösungsansatz ist in Abbildung 3-1 schematisch dargestellt. Blaue Elemente beschreiben einzelne Module, graue Elemente Ein- und Ausgänge. Rote Elemente stehen für Datenspeicher- beziehungsweise Datenbankinhalte.

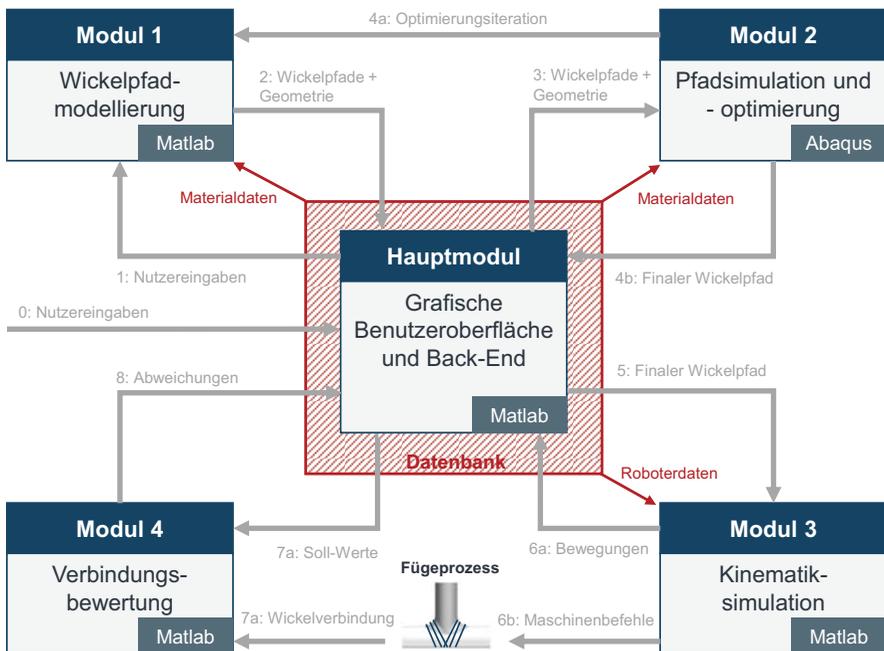


Abbildung 3-1: Aus Einzelmodulen bestehender Lösungsansatz zur Erfüllung der definierten Teilziele

Zentrales Element des Lösungsansatzes bildet das Hauptmodul mit einer grafischen Benutzeroberfläche, erstellt in der Software *Matlab R2019a* der Firma *The MathWorks, Inc.*, welches die einzelnen Modelle mit den individuellen Nutzeranforderungen verknüpft und die jeweiligen Ergebnisse visualisiert.

Die Ausgangsbasis aller Modelle stellen die Eingangsparameter für die Modellierung dar, welche der Nutzer gemäß seinen Anforderungen und Wünschen definieren kann. Diese Parameter umfassen sowohl geometrische, als auch modell- und lastspezifische Größen. In einem ersten Schritt werden die Informationen genutzt, um mit Hilfe parametrischer Modelle sowohl die Oberflächengeometrie, als auch die Wickelpfade mathematisch zu beschreiben und zu modellieren (**Modul 1**). Die Modelle bilden den Verlauf unterschiedlicher Wickelmuster unter Berücksichtigung der Wickelbarkeitsbedingungen auf Basis nicht-geodätischer Wickelpfade ab. Die Rutschsicherheit der Fasern beziehungsweise Rovings wird durch Kenngrößen sichergestellt, welche in experimentellen Reibversuchen ermittelt und in einer Datenbank hinterlegt werden.

Die modellierten Wickelpfade dienen neben den Lastanforderungen als Eingangsparameter für das anschließende Optimierungsmodul (**Modul 2**). In diesem werden die Geometrie, die Profile sowie die Wicklungen für eine Finite-Elemente-Analyse vorbereitet. Die Analyse selbst wird mit Hilfe eines automatisierten Skripts in *Abaqus CAE* der Firma *Dassault Systèmes Simulia Corp.* durchgeführt. Die Ergebnisse der Festigkeits- und Steifigkeitsanalyse geben Aufschluss über die mechanische Tragfähigkeit des im vorherigen Schritt ermittelten Wickelmusters. Durch die Implementierung einer zusätzlichen Optimierungsschleife in Modul 2 wird ermöglicht, iterativ das für den vorliegenden Lastfall geeignete Wickelmuster zu finden, welches anschließend an das Hauptmodul übergeben wird.

Die Bewegungen sowohl für den Wickelring als auch für den verwendeten Vertikal-Knickarm-Roboter werden anschließend im entsprechenden **Modul 3** in *Mathworks Matlab R2019a* abgeleitet. Das hierzu erarbeitete Modell basiert auf den geometrischen Kenngrößen der Kinematiken und den kartesischen Koordinaten der einzelnen Wickelpfadpunkte. Zusätzlich ist ein Algorithmus zur Kollisionsvermeidung von Wickeleinheit und Profilen während des Wickelvorgangs implementiert. Als Ergebnis des Moduls liegt eine dreidimensionale Bewegungssimulation des Wickelprozesses für das gewählte Wickelmuster sowie die maschinenlesbaren Bewegungsbefehle für die Robotersteuerung und Speicherprogrammierbare Steuerung (SPS) des Wickelrings vor, welche zur Herstellung von Leichtbauverbindungen genutzt werden können. Auch gibt das Modell die benötigte Prozesszeit in Abhängigkeit von der Wickelgeschwindigkeit aus.

Die Bewertung der Wickelverbindung (**Modul 4**) wird durch eine ebenfalls in *Matlab R2019a* implementierte Methodik sichergestellt. Mittels optischer Auswertung von Auf-

nahmen der Fügezone wird durch bildverarbeitende Ansätze die Ist-Position der Wicklungen ermittelt und den Soll-Positionen aus dem Modell gegenübergestellt. Eine Betrachtung der Abweichungen sowie eine Ableitung möglicher Störgrößen gibt Aufschluss über die Güte und somit der Tragfähigkeit der Wickelverbindung.

3.3 Vorgehensweise

Die Modellierung des Faserwickelverfahrens teilt sich in **Charakterisierung** (Kapitel 4), **Modellierung** (Kapitel 5), **Wickeleinheit und Prozesssteuerung** (Kapitel 6) sowie experimentelle **Validierung und Bewertung** (Kapitel 7) auf. Die genaue Vorgehensweise ist schematisch in Abbildung 3-2 dargestellt.

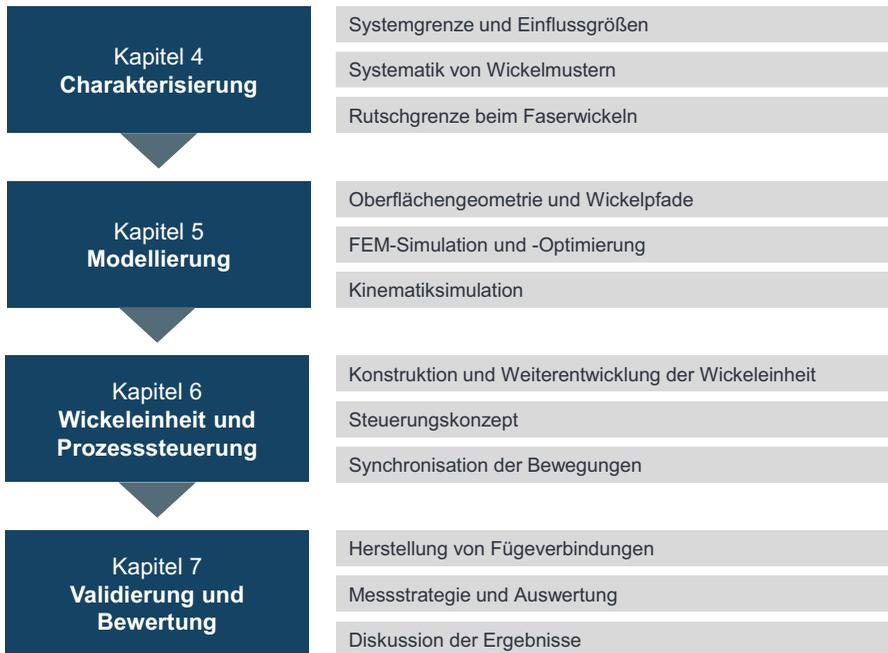


Abbildung 3-2: Schrittweises Vorgehen für die Modellierung des Fügewickelverfahrens

Im ersten Schritt, der **Charakterisierung**, werden zunächst die Systemgrenze für die Modellierung definiert sowie die Einflussgrößen in Bezug auf das Fügewickelverfahren analysiert (Kapitel 4.1). Diese Überlegungen dienen als Basis für eine zielgerichtete

und problemorientierte Modellierung des Prozesses. Darauf aufbauend werden mögliche Wickelmuster anhand von manuellen Wickelversuchen bestimmt und systematisiert (Kapitel 4.2). Die Untersuchungen decken das mögliche Spektrum an Flexibilität in den Wickelmustern unabhängig von der Kinematik auf. Zuletzt wird eine Methodik zur Analyse der Rutscheigenschaften der verwendeten Rovings und Towpregs, also vorimprägnierter Rovings mit duromerer Matrix, mittels geeigneter Testaufbauten vorgestellt und die Ergebnisse der experimentellen Versuche als Kenngröße für die Modellierung der Wickelpfade zur Verfügung gestellt (Kapitel 4.3).

Im Kapitel der **Modellierung** werden zunächst Annahmen für die Modellbildung aufgezeigt und erläutert (Kapitel 5.1). Unter Berücksichtigung der Annahmen werden die Geometrien der Fügepartner mathematisch beschrieben (Kapitel 5.2) und darauf basierend ein parametrisches Modell abgeleitet welches anhand von geodätischen und nicht-geodätischen Kurven, Wickelmuster erzeugt (Kapitel 5.3). Das Modell berücksichtigt unterschiedliche Fügewinkel und optimiert die Wickelpfade anhand vorgegebener Randbedingungen hinsichtlich der Rutschneigung der Fasern. Zudem wird ein Algorithmus zur gleichmäßigen Verteilung einzelner Faserlagen vorgestellt. Eine Methodik zum automatisierten Aufbau eines Finite-Elemente-Modells ausgehend von den berechneten Wickelmustern ermöglicht die Festigkeitsanalyse sowie die Optimierung der Verbindung (Kapitel 5.4). Hierzu wird die geeignete Vorgehensweise erarbeitet und dargelegt. Abschließend wird ein Modell zur Simulation der Bewegungen während des Fügewickelns abgeleitet (Kapitel 5.5). Diese Modellierung beinhaltet Schritte zur Kollisionsdetektion durch kinematische und geometrische Betrachtungen des Wickelrings sowie des Vertikal-Knickarm-Roboters.

Basierend auf den Erkenntnissen aus (Schädel 2014) wird im Kapitel **Wickeleinheit und Prozesssteuerung** der Wickelring hinsichtlich seines Funktionsumfangs erweitert (Kapitel 6.1). Das bisherige Konzept wird um neue Module zur Rovingvorspannungsregelung mit geschlossenem Regelkreis aus Drucksensor, Gleichstrommotor und Mikrocontroller sowie einem Modul zur kabellosen Energieübertragung von Stator zu Rotor ergänzt. Darüber hinaus werden das Antriebskonzept und die Lagerung des Wickelrings neu ausgearbeitet sowie ein Gesamtsteuerungskonzept entwickelt und implementiert. Ausgehend von der Bewegungsmodellierung wird außerdem eine Vorgehensweise zur automatisierten Generierung von Steuerungs- und Roboterbefehlen präsentiert. Zur Synchronisation des Wickelrings mit der Roboterbewegung wird zudem eine modellbasierte Regelung in die Steuerung integriert (Kapitel 6.2).

Im Kapitel der **Validierung und Bewertung** findet ein Vergleich der realen Ist-Positionen der einzelnen Wicklungen mit den Soll-Positionen aus dem Modell statt. Hierzu werden systematisch, reale Wickelversuche mit Hilfe einer statistischen Versuchsplanung (*DoE*) unter Variation kritischer Parameter durchgeführt (Kapitel 7.1). Die so entstandenen Wickelverbindungen werden mittels Kameraaufnahmen und Algorithmen zur Bildanalyse ausgewertet und die Abweichungen gegenübergestellt (Kapitel 7.2). Abschließend werden die analysierten Ergebnisse hinsichtlich der Erfüllung der definierten Teilziele aus Kapitel 3.1 diskutiert (Kapitel 7.3).

4 Charakterisierung

Ziel dieses Kapitels 4 ist die Charakterisierung und Analyse von Einflussgrößen für die Modellierung des Fügewickelverfahrens. Zunächst werden in **Abschnitt 4.1** die Betrachtungs- und Systemgrenze für die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit definiert sowie die für die Modellierung relevanten Einflussgrößen analysiert. Darauf folgend wird in **Abschnitt 4.2** eine Systematik für unterschiedliche Wickelmuster anhand manueller Wickelversuche als Basis für die Modellbildung erarbeitet. Im abschließenden **Abschnitt 4.3** wird die Rutschgrenze beim Faserwickeln näher beleuchtet und die Durchführung sowie die Ergebnisse experimenteller Reibversuche für unterschiedliche Materialien beschrieben.

4.1 Systemgrenze und Einflussgrößen

4.1.1 Systemgrenze

Die Betrachtung des Fügewickelverfahrens sowie die Modellierung sollen sich im Rahmen der vorliegenden Arbeit auf Hohlprofile mit rundem Querschnitt beschränken, wobei die Fügepartner den jeweils gleichen Außendurchmesser aufweisen. Diese Einschränkungen erlauben es, die grundsätzliche Vorgehensweise bei der Modellbildung solcher Fügeverbindungen zu beschreiben und decken darüber hinaus eine Vielzahl an üblichen Fachwerkstrukturen ab. Die beiden Profile sind fest zueinander positioniert und bilden eine ebene Knotenverbindung aus, die, je nach Fügewinkel, sowohl eine T- als auch eine Y-Ausprägung besitzen kann. Eine Einordnung der betrachteten Füge-situation ist in Anlehnung an (Schulitz 2016, S. 6) in Abbildung 4-1 aufgeführt.

Die Modellierung und anschließende Validierung soll lediglich eine einzelne Fügestelle betrachten, wobei die vorgestellte Methodik einfach skaliert und analog auf die Gesamtanzahl an Verbindungen in einem vollständigen Fachwerk angewendet werden kann.

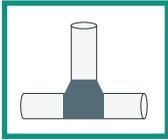
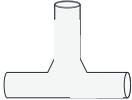
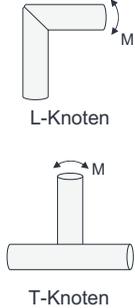
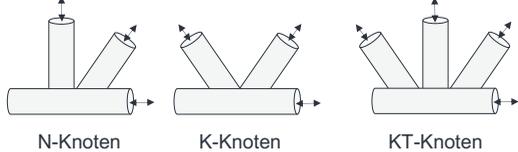
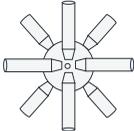
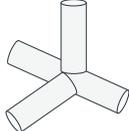
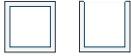
Bauweise	<p>Differenziell</p>  <p>Nachträgliche Fügeoperation notwendig</p>		<p>Integral</p>  <p>Keine Fügeoperation notwendig</p>	
	Ebene Knoten			
Geometrie und Belastung	<p>Vorwiegend axial belastet</p>  <p>T-Knoten Y-Knoten X-Knoten</p>		<p>Vorwiegend biegebelastet</p>  <p>L-Knoten T-Knoten</p>	
	 <p>N-Knoten K-Knoten KT-Knoten</p>			
	Dreidimensionale Knoten			
	 <p>Vorwiegend axial belastet Okta-Struktur</p>		 <p>Axial- und biegebelastet Mehrprofilwinkel</p>	
Profilform	<p>Massiv</p> 	<p>Hohl geschlossen</p> 	<p>Hohl offen</p> 	<p>Kombination</p> 

Abbildung 4-1: Übersicht und Einordnung der im Rahmen der Arbeit betrachteten Fügeverbindung (in Anlehnung an (Schulitz 2016))

Zur Erzeugung einer hochfesten und hochsteifen Fügewickelverbindung ist wie bereits in (Schädel 2014) dargelegt eine Kombination aus einem Form- und Kraftschluss notwendig. Um beide Verbindungsarten ausnutzen zu können wird daher wie schon in (Schädel 2014) ein Querprofil mit einem speziell auslaufenden Ende eingesetzt (Abbildung 4-2). Durch das Aufliegen des Querprofils auf dem Längsprofil entsteht an der Übergangsstelle ein sprunghafter Übergang. Dieser entspricht genau der Wandstärke

des Flansches beziehungsweise Querprofils. Die Fügezone ist schematisch in Abbildung 4-2 skizziert.

Um den Flansch des Querprofils sowie um das Längsprofil herum sollen Fasern gewickelt werden. Die Wicklungen bestehen im Rahmen dieser Arbeit aus Kohlenstoffasern und sollen entweder trocken, das heißt ohne Polymermatrix oder als Towpregs mit vorimprägnierter Duromermatrix im nichtausgehärteten Zustand vorliegen.

Die Auslegung und Simulation der mechanischen Tragfähigkeit der Fügeverbindung ist nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit. Die Untersuchungen beschränken sich auf die Modellierung und Gestaltung der Wickelpfade, der zugehörigen Bewegungen sowie die Vorbereitung eines Finite-Elemente Simulationsmodells.

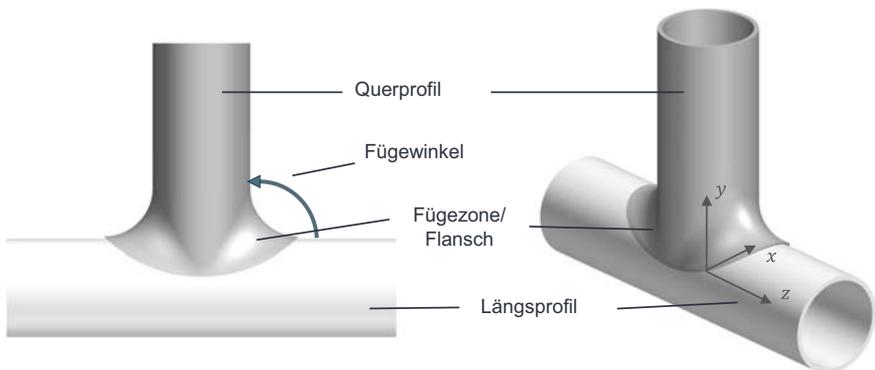


Abbildung 4-2: Beschreibung der Fügezonengeometrie (in Anlehnung an (Dackweiler & Coutandin et al. 2018))

4.1.2 Einflussgrößen

Wie im Stand der Forschung und Technik bereits gezeigt werden konnte, handelt es sich bei dem Fügen durch Faserwickeln um einen komplexen Prozess mit diversen Einflussfaktoren. Anhand einer allgemeinen Prozessbetrachtung sollen im Folgenden relevante Einflussparameter identifiziert und geclustert sowie die Bedeutung für die Modellierung und die Qualität der Verbindung diskutiert werden.

Das Fügewickelverfahren kann als eine Untergruppe der Faserwickelprozesse angesehen werden. Demnach liegen ähnliche Einflussparameter bezüglich des verwendeten Wickelmaterials, also der Rovings beziehungsweise Towpregs, vor. Die Roving-

breite beeinflusst die Positionierung einzelner Wicklungen zueinander und damit einhergehend den Grad der Überdeckung zweier nebeneinanderliegender Umwicklungen. Der Faserwerkstoff zusammen mit der Vorimprägnierung bestimmt maßgeblich die Elastizität und die Reibung beziehungsweise Haftung der Wicklungen auf der Oberfläche. Mit zunehmender Reibung oder Klebrigkeit steigt die Flexibilität im Wickelmuster durch eine höhere Rutschgrenze. Dadurch besteht die Möglichkeit einer größeren Abweichung von der geodätischen Idealkurve (siehe Kapitel 2.3.4).

Neben den Fasern stellt die Wickelhardware in Form des Vertikal-Knickarm-Roboters und des Wickelrings eine Einflussgröße für das Ergebnis dar. Der Roboter bestimmt durch die Armlängen und Achswinkelgrenzen die Beweglichkeit sowie Reichweite der Kinematik und schränkt dahingehend die Wickelbewegung ein. Die Rovingführung sowie das Fadenauge können Verschleiß an den Fasern hervorrufen (Akkuş & Genc 2017; Toptaş & Akkuş 2017), welcher sich negativ auf das Wickelergebnis auswirkt. Gleichzeitig sorgt das Fadenauge für die Ablagegenauigkeit. Je kleiner der Durchmesser des Fadenauges ist, desto reproduzierbarer ist die Ablage der Wicklungen. Durch ein zu kleines Fadenauge allerdings wird die Bewegungsfreiheit des Rovings beim Austritt eingeschränkt, was zu Wickelfehlern führen kann. Die Rovingvorspannung hat wie in Kapitel 2.3.4 erläutert einen Einfluss auf die Normalkraft der Rovings relativ zur Oberfläche sowie davon direkt abhängig auf die Rutschneigung. Um ein reproduzierbares und gleichmäßiges Wickelergebnis zu erzielen muss die Vorspannung möglichst konstant und hoch gehalten werden. Die Geometrie des Wickelrings in Form von Breite, Durchmesser und Öffnungswinkel haben einen direkten Einfluss auf die Wickelbewegungen sowie die möglichen Wickelmuster. Bei zu kleinem Durchmesser oder Öffnungswinkel des Rotors und Stators oder einem zu breiten Wickelring, ist ein kollisionsfreies Wickeln nicht mehr möglich. Die Art der Lagerung des Rotors im Stator beeinflusst die Steifigkeit des Rotors und somit die Genauigkeit der Rovingablage. Die dynamischen Parameter der Wickelgeschwindigkeit und Drehrichtung des Rotors beeinflussen die Roboterbewegungen und die Prozesszeit, ohne einen unmittelbaren Einfluss auf die Modellierung der Wickelpfade aufzuweisen. Die Drehrichtung wird dabei durch die Konstruktion und die Anordnung der Faserspule, Faserführung und des Fadenauges vorgegeben.

Im Gegensatz zum klassischen Faserwickeln werden die Fasern beim Fügewickeln nicht auf einem speziellen Dorn abgelegt sondern direkt auf den Fügepartnern. Im betrachteten Anwendungsfall sind dies zwei Hohlprofile. Diese können aus diversen

Werkstoffen mit unterschiedlicher Oberflächenbeschaffenheit bestehen, was wiederum die Rutschneigung bei der Faserablage beeinflusst. Darüber hinaus legt die Geometrie der Profile zusammen mit dem Fügewinkel die grundsätzliche Ausgestaltung der Wickelpfade fest. Die Einspannung der Fügepartner hat einen Einfluss auf die Zugänglichkeit der Fügestelle und beschränkt den möglichen Bewegungsfreiraum des Vertikal-Knickarm-Roboters.

Äußere Umweltfaktoren wie die Temperatur und die Luftfeuchtigkeit können das Aushärteverhalten und die Klebrigkeit der vorimprägnierten Fasern beeinflussen.

Die Gesamtheit der Einflussgrößen ist in Abbildung 4-3 schematisch aufgeführt. In blauer Farbe sind Parameter aufgeführt, welche im Rahmen der vorliegenden Arbeit und insbesondere bei der Modellierung und Validierung als konstant angesehen werden. Grund hierfür sind konstruktive und maschinentechnische Randbedingungen. Die Umweltbedingungen sollen durch gleichbleibende Versuchsbedingungen ebenfalls als nahezu konstant angesehen und daher nicht weiter beachtet werden. Grau gekennzeichnet sind solche Einflussgrößen mit variablem Charakter. Sie können innerhalb der Modelle entweder direkt, wie die Profilgeometrien oder die Wickelgeschwindigkeit, oder indirekt über Beiwerte variiert werden. Ein solcher Beiwert wird bei der Reibung auf der Oberfläche genutzt, um den Einfluss unterschiedlicher Rovings, der Vorimprägnierung sowie der Profiloberfläche abdecken zu können. Die Belastungen sind ausgegraut dargestellt, da sie zwar einen direkten Einfluss auf die Auswahl des richtigen Wickelmusters haben können, jedoch die Methodik für die Modellierung nicht beeinflussen und daher im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht näher betrachtet werden.

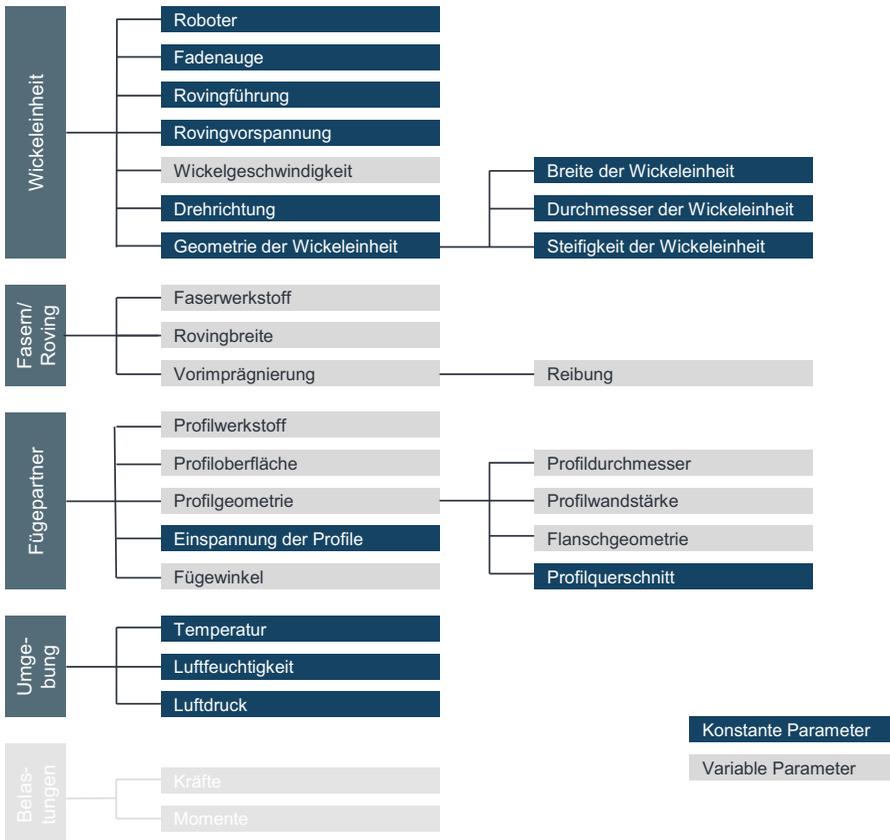


Abbildung 4-3: Einflussparameter auf das Ergebnis beim Fügewickelverfahren

4.2 Systematik von Wickelmustern

Im Gegensatz zu den im Stand der Forschung und Technik vorgestellten Ansätzen und Verfahren zur Bauteilerzeugung mittels Faserwickeln, zielt das Fügewickelverfahren nicht auf eine vollständige Bedeckung der Profile mit Fasern ab. Vielmehr wird ein gezielter Einsatz von Rovings und Towpregs zur Erzeugung einer Knoten- beziehungsweise Fügeverbindung angestrebt. Um dies zu erreichen müssen sowohl das Längsprofil als auch das Querprofil mit dem Flansch in mehreren Durchläufen gleichzeitig umwickelt werden. Aufgrund vorherrschender, nicht ideal glatter Oberflächen ergibt sich durch Ausnutzung nicht-geodätischer Wickelpfade ein Gestaltungsspielraum in

möglichen Wickelmustern. Zur Analyse dieser Flexibilität und der Identifikation sowie Kategorisierung unterschiedlicher Wickelmuster werden im Rahmen dieser Arbeit und in (A_Häbel 2017) manuelle Wickelversuche mit unterschiedlichen Rovings beziehungsweise Towpregs und einem T-Stoß durchgeführt, die nachfolgend beschrieben werden. Die genauen Versuchsspezifikationen können aus Tabelle 4-1 entnommen werden.

Tabelle 4-1: Spezifikationen der manuellen Wickelversuche

Fasern	NF-24, Carbon-Werke Weißgerber GmbH & Co KG	Trockene Rovings, ca. 8 mm Breite, Filamentdurchmesser 7 μm
	UTS-24K-RV102, Vitech Composites SAS	Vorimprägnierte Towpregs (Epoxid-Harz), ca. 8 mm Breite, FVG 67,2 %
Profile	Durchmesser	40 mm
	Fügewinkel	90° ($= \pi / 2$)
	Werkstoff	Stahl
Umgebung	Temperatur	20 – 22 °C

Insgesamt lassen sich durch die manuellen Wickelvorgänge sechs grundlegend unterschiedliche Wickelmuster für rechtwinklige Verbindungen identifizieren.

V-Wickelmuster

Charakteristisch für das *V-Wickelmuster* (Abbildung 4-4) sind die auf einer Linie liegenden Überkreuzungspunkte der einzelnen Wicklungen. Diese befinden sich alle in der horizontalen Spiegelebene des liegenden T-Stoßes auf der gegenüberliegenden Seite des Querprofils (in y - z -Ebene). Zudem zeichnet dieses Muster ein Überqueren des Querprofils, von einer Seite zur anderen, bei jeder einzelnen Umwicklung aus.

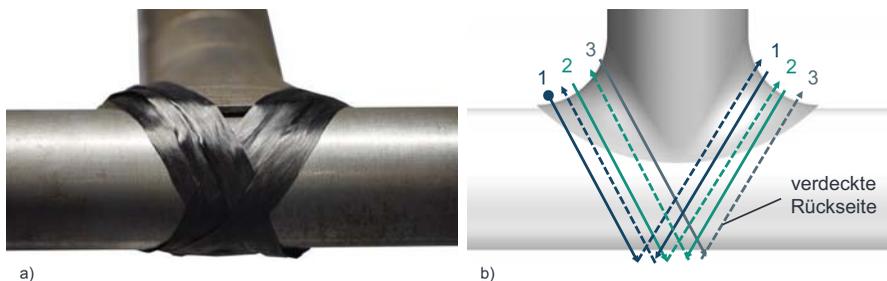


Abbildung 4-4: V-Wickelmuster a) mit Towpregs, b) schematisch (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))

Die manuellen Wickelversuche für das *V-Wickelmuster* zeigen einen deutlichen Unterschied in der Eigensteifigkeit zwischen den trockenen Rovings und den vorimprägnierten Towpregs. Bei letzteren ist eine Relativverschiebung der Fasern im Innern aufgrund der zähen Matrix kaum möglich. Dies führt zu Welligkeiten und einem einseitigen Aufstellen des Towpregs, wenn der zurückgelegte Weg im Querschnitt einer Wicklung, bedingt durch den Radius im Flansch, eine unterschiedliche Länge aufweist. Dieser Sachverhalt ist in Abbildung 4-5 a dargestellt. (A_Häbel 2017, S. 49–50)

Auffällig ist zudem der Höhenunterschied der jeweils obersten Wicklung am Querprofil (Abbildung 4-5 b). Diese Differenz ist auf ein Abrutschen der Rovings und Towpregs am Flanschradius zurückzuführen. Liegen bereits Wicklungen in diesem Radius, so kommt es zum sogenannten Stopper-Effekt und die nächste Wicklung wird durch die bereits vorliegende Wicklung am Rutschen gehindert. (A_Häbel 2017, S. 58–60)

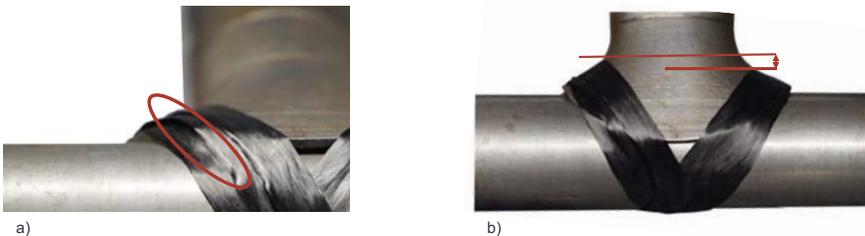


Abbildung 4-5: a) Aufstellen der Fasern mit Towpregs, b) Stopper-Effekt mit Towpregs (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))

Flaches-V-Wickelmuster

Im strukturellen Aufbau ähnlich wie das *V-Wickelmuster* ist das *Flache-V-Wickelmuster*. Die Überkreuzungspunkte befinden sich ebenfalls in der horizontalen Spiegelebene des T-Stoßes, jedoch findet keine direkte Umkehr der Wicklung auf die andere Seite des Querprofils statt (Abbildung 4-6). Die Wicklungen werden zunächst auf dem Längsprofil weitergeführt und ändern langsam ihre Krümmung hin zu einer Wende, wie sie auch beim klassischen Wickelverfahren mit Kernen durchgeführt wird. Die langsame Krümmungsänderung im Wendebereich verhindert ein Rutschen der Fasern auf dem Längsprofil. Nachteilig bei diesem Wickelmuster sind die vielen Wicklungen außerhalb der Fügezone, welche nicht zur Erhöhung der mechanischen Tragfähigkeit der Verbindung beitragen und somit aus Leichtbausicht negativ zu bewerten sind.

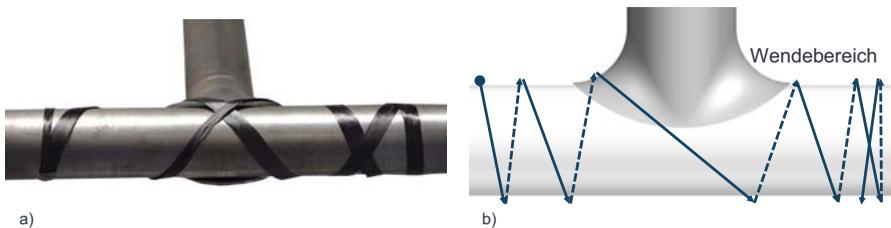


Abbildung 4-6: Flaches V-Wickelmuster a) mit Towpregs, b) schematisch (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))

X-Wickelmuster

Das *X-Wickelmuster* setzt sich aus einer Kombination von überkreuzenden Wicklungen und radial verlaufenden Wicklungen zusammen. Anders als beim *V-Wickelmuster* befinden sich die Kreuzungspunkte nicht in der horizontalen Spiegelebene, sondern jeweils in der Nähe des Übergangs zwischen Flansch und Längsprofil, in der vertikalen Spiegelebene (Abbildung 4-7). Durch die zusätzliche Umfangswicklung findet ein Überqueren des Querprofils erst nach jeder zweiten Umwicklung statt.

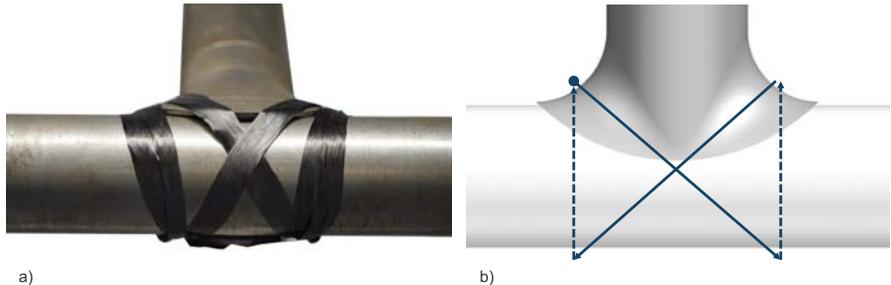


Abbildung 4-7: X-Wickelmuster a) mit Towpregs, b) schematisch (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))

I-Wickelmuster und I-Wickelmuster mit Seitenwechsel

Das *I-Wickelmuster* sowie das *I-Wickelmuster mit Seitenwechsel* bestehen aus mehreren Umfangswicklungen an beiden Seiten des Querprofils (Abbildung 4-8). Aufgrund der Radien im Flanschbereich sind diese Wicklungen leicht geneigt und können nicht absolut parallel zur Längsachse des Querprofils verlaufen. Während beim normalen *I-Wickelmuster* ein Unterbrechen des Wickelvorgangs und Trennen der Fasern vor dem Seitenwechsel notwendig ist, kann dies beim *I-Wickelmuster mit Seitenwechsel* durch

eine zusätzliche Übergangswicklung vermieden werden. Ähnlich wie beim *V-Wickelmuster* neigen die Rovings auch beim *I-Wickelmuster* zum Aufstellen im Flanschbereich.

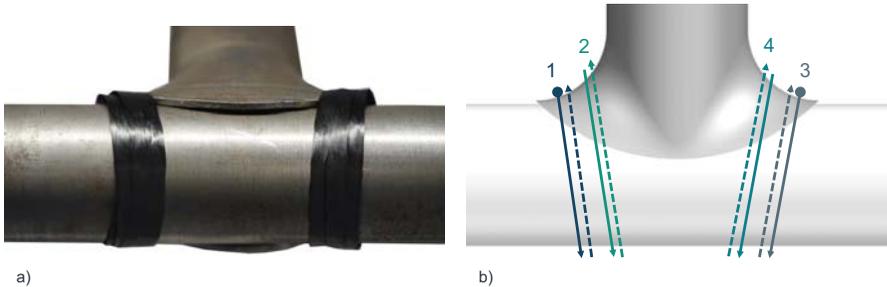


Abbildung 4-8: a) *I-Wickelmuster*, b) *I-Wickelmuster mit Seitenwechsel* (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))

Dreieck-Wickelmuster und U-Wickelmuster

Im Gegensatz zu den übrigen Wickelmustern ist bei dem *Dreieck-* und *U-Wickelmuster* jeweils eine Umwicklung des Querprofils oberhalb des Flansches notwendig, um nach einer Überkreuzung (Abbildung 4-9 a) oder einer Umfangswicklung (Abbildung 4-9 b) auf die andere Seite des Querprofils zu gelangen. Für die jeweils halbe Umwicklung des Querprofils ist eine Drehrichtungsänderung der Wickelbewegung notwendig welche verfahrensbedingt mit der Wickeleinheit nicht möglich ist. Aus diesem Grund lassen sich diese Muster zwar manuell wickeln, sind automatisiert aufgrund der festen Anordnung von Fadenauge, Zuführung und Spule auf dem Rotor der Wickeleinheit aber nicht zu realisieren.

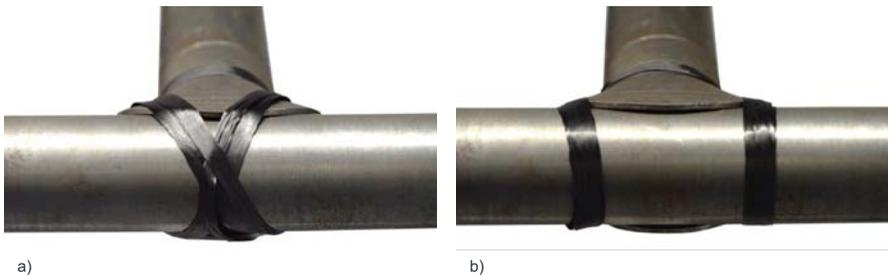


Abbildung 4-9: a) *Dreieck-Wickelmuster* b) *U-Wickelmuster mit Towpregs* (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))

Zusätzlich zu den Hauptwickelmustern ist es möglich innerhalb eines Wickelmusters die Anordnung der einzelnen Umwicklung zueinander zu variieren und somit die Rutschneigung zu beeinflussen (Abbildung 4-10).

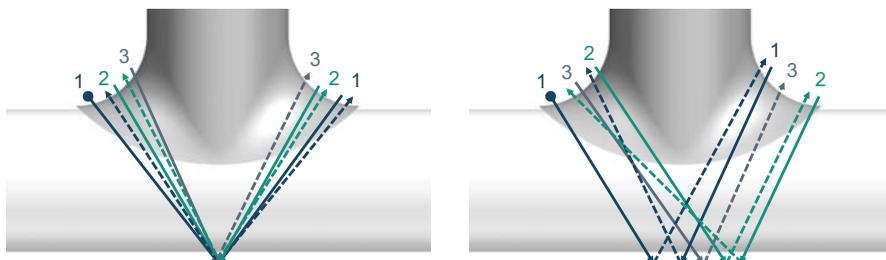


Abbildung 4-10: Variation innerhalb des V-Wickelmusters (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))

4.3 Rutschgrenze beim Faserwickeln

Die manuellen Wickelversuche sowie Untersuchungen im Stand der Forschung und Technik (Kapitel 2.3.4) verdeutlichen die Wichtigkeit der Rutschsicherheit beim Faser- und Fügewickeln. Ein Rutschen des Rovings führt zu undefinierten Wickelpfaden und einer geringen Reproduzierbarkeit des Prozesses. Um dies zu vermeiden, können Wicklungen auf geodätischen Pfaden abgelegt werden (Kapitel 2.1.4), was jedoch die Flexibilität in den Wickelmustern stark einschränkt und ein Fügen von zwei Profilen mittels Wickeltechnik unmöglich macht. Aus diesem Grund ist eine Ablage auf nicht-geodätischen Pfaden notwendig. Das Optimierungspotential durch die Verwendung von nicht-geodätischen Wickelbahnen unter Berücksichtigung des Reibungskoeffizienten und damit einhergehend der Rutschgrenze wird unter anderem bereits in (Carvalho & Lossie et al. 1995) und (Fu & Yun et al. 2017) gezeigt (Kapitel 2.3.5).

Unterschieden werden muss in Reibung, die zwischen Fasern und einer Oberfläche auftritt sowie solcher, die zwischen zwei aufeinanderliegenden Faserschichten entsteht. Beim Fügewickeln tritt bei der Faserablage in der untersten Wickellage in der Regel eine Quer-Reibung zwischen den Fasern auf der Profilfläche auf. Bei den darauffolgenden Lagen sorgt die Quer-Quer-Reibung für das Fixieren der Wicklungen (Abbildung 4-11). Im Rahmen der vorliegenden Arbeit beziehen sich die Begriffe *längs* und *quer* im Kontext der Faserreibung auf die Orientierung der Fasern bezüglich der Richtung der auftretenden Reibkräfte. (A_Hagemann 2017, S. 7)



Abbildung 4-11: Möglichkeiten der Faser-Faser-Reibung (in Anlehnung an (Gassara & Barbier et al. 2018))

Im folgenden Abschnitt werden in Anlehnung an (A_Hagemann 2017) und (A_Schmitt 2018) grundsätzliche Untersuchungen und Methoden zur Ermittlung der Reibparameter sowie Rutschgrenzen vorgestellt.

4.3.1 Methoden zur Untersuchung des Reibverhaltens

Zur Untersuchung des Reibverhaltens und zur Ermittlung des Reibungskoeffizienten beim Faserwickeln existieren unterschiedliche Methoden, welche in Abbildung 4-12 schematisch dargestellt sind.



Abbildung 4-12: Übersicht der Methoden zur Untersuchung des Reibverhaltens für das Faserwickeln (in Anlehnung an (Koussios & Bergsma 2006)).

Erste grundlegende Untersuchungen zum Einfluss der Normalkraft und der Oberflächenrauheit bei der Reibung von trockenen Kohlenstofffasern auf einer metallischen Oberfläche werden im Rahmen der experimentellen Untersuchungen von (Roselman & Tabor 1977) durchgeführt. Sie nutzen wie auch in (Chakladar & Mandal et al. 2014; Cornelissen 2013; Cornelissen & Rooij et al. 2014; Cornelissen & Sachs et al. 2014) die sogenannte Capstan-Trommel für die Versuche. Bei diesem Verfahren wird der Roving mit einem Umschlingungswinkel von 90° bis 360° um eine zylindrische Trommel gelegt und an einem Ende mit einem Gewicht beaufschlagt. Am anderen Ende des

Rovings befindet sich eine Kraftmessvorrichtung, welche die Zugkraft bei einer konstanten Drehung der Trommel erfasst. Aus dem Verhältnis der Zugkraft und der Kraft verursacht durch das Gewicht sowie dem Umschlingungswinkel, kann der Reibungskoeffizient bestimmt werden. Der standardisierte Testaufbau ist in (ASTM D3412/D3412M-13) beschrieben. (A_Hagemann 2017, S. 13–15)

Einen ähnlichen Versuchsaufbau weist die Twisted-Strand-Methode auf bei der die Rovings zusätzlich noch verdrillt sind. Die Reibung wird zwischen zwei verdrillten Abschnitten gemessen. Daraus resultiert eine Längs-Längs-Reibung. (ASTM D3412/D3412M-13; Gralén 1952)

Bei Durchzugs- oder Auszugsversuchen werden Fasern zwischen zwei Platten definiert geklemmt. Die Reibkraft wird beim Herausziehen der textilen Fasern aus der Klemmung anhand der benötigten Zugkraft berechnet. Ebenfalls über die benötigte Zugkraft wird die Reibung beim Zugschlittenversuch ermittelt. Dabei wird ein mit einem definierten Gewicht beaufschlagter Schlitten über eine Oberfläche gezogen (ASTM D1894-01D1894). Sowohl der Schlitten, als auch die Oberfläche können in diesem Fall mit Fasern bespannt sein. In (Mulvihill & Sutcliffe 2017) wird das Reibungsverhalten von Kohlenstoffaservovings auf einer glatten Oberfläche mittels Durchzugsversuchen untersucht. Die Ergebnisse zeigen eine um ein Vielfaches kleinere Kontaktfläche der Fasern als bisher angenommen. Anders als bei (Cornelissen 2013) erscheint die Modellierung des Rovings als ideale Stapelung von Zylindern daher nicht als sinnvoll. Darüber hinaus kann eine exponentielle Abhängigkeit zwischen der realen Kontaktfläche und der Normalkraft beobachtet werden, wie sie auch in der Howell-Gleichung $F_r = k \cdot F_n^c$ angenommen wird (Guthrie & Oliver 1952). In den Durchzugsversuchen von (Mulvihill & Sutcliffe 2017) wird zudem der Einfluss der Oberflächenrauheit auf den Reibungskoeffizienten bei Bewegung von Kohlenstofffasern über eine weitere Oberfläche analysiert. Die Ergebnisse machen einen Anstieg des Reibungskoeffizienten mit zunehmender Glattheit der Kontaktfläche deutlich. Dieses Verhalten wird anhand eines *FEM*-Modells auf Mikroebene auf die reale Kontaktfläche zwischen den Einzelfilamenten und den Rauheitsspitzen zurückgeführt. (A_Hagemann 2017, S. 9–11)

Ein ähnliches Konzept wie bei den Durchzugs- und Zugschlittenversuchen verfolgt die Kipp-Methode. Dabei werden Fasern mit zusätzlichen Gewichten auf eine schiefe Ebene gelegt und der Winkel der Ebene so lange erhöht, bis die Haftgrenze überwunden ist (Kalebek & Babaarslan 2010). Anhand des Grenzwinkels kann anschließend

der statische Reibkoeffizient bestimmt werden. Anstatt einer flachen Ebene können auch gekrümmte Oberflächen verwendet werden. (A_Hagemann 2017, S. 20)

Beim nicht-geodätischen Faserwickeln kann ein seitliches Abrutschen der Fasern stattfinden, was einer Relativbewegung quer zur Faserorientierung entspricht. Diese Relativbewegung ist bei Durchzugs- oder Capstan-Versuchen kaum abbildbar. Hierfür sind spezielle Wickelversuche geeignet, wie sie in (Koussios 2004) und (Koussios & Bergsma 2006) durchgeführt werden. Hierbei werden Rovings auf einem sich konvex verjüngenden Wickeldorn abgelegt. Der Wickeldorn dreht sich dabei mit konstanter Geschwindigkeit und das Fadenauge wird gleichzeitig mit konstantem Vorschub linear bewegt. Aufgrund der zunehmenden Krümmung beginnen die Fasern zu rutschen. Der Abrutschpunkt zusammen mit dem dort vorliegenden lokalen Krümmungsverhältnis ermöglicht die Berechnung des Reib- beziehungsweise Rutschkoeffizienten. Mit dieser Methode wird in (Koussios 2004; Koussios & Bergsma 2006) der Einfluss unterschiedlicher Prozess- und Materialparameter auf die Rutschgrenze beim trockenen und mit Matrix getränkten Wickeln von Fasern untersucht. Außerdem wird der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit durch Verwendung eines glatten und aufgerauten Epoxid-Harz Wickeldorns analysiert. Mit trockenen Rovings wird ein Reibungskoeffizient erzielt, der um ca. 0,1 höher als beim Wickeln auf glatter Oberfläche ist, was im Widerspruch zu den üblichen Erkenntnissen in der Literatur steht. Der Einfluss verschiedener Harzviskositäten auf das Reibverhalten von Fasern wird in (Wang & Jiao et al. 2011) ebenfalls mit Hilfe eines konvex zulaufenden Wickeldorns untersucht. (A_Hagemann 2017, S. 17–19)

Explizite Erkenntnisse zum Reibungsverhalten beim Faserwickeln von vorimprägnierten, duromeren Towpregs, wie sie im Rahmen dieser Arbeit verwendet werden, liegen nicht vor. Der Fokus bisheriger Untersuchungen beschränkt sich auf das Auszugsverhalten von flächigen Textilien, wie sie beim klassischen Umformen eingesetzt werden. Bei diesen Prozessen treten deutliche größere Flächenpressungen als beim Faserwickeln auf, weshalb die Ergebnisse nur eingeschränkt übertragbar sind. In (Erland & Dodwell et al. 2015; Ersoy & Potter et al. 2005; Larberg & Åkermo 2011; Martin & Seferis et al. 1996; Sun & Li et al. 2013) werden unterschiedliche Untersuchungen mit dem Fokus auf der Reibung zwischen zwei Faserlagen sowie zwischen einer Lage und einem Umformwerkzeug angestellt. (Kang & Shi et al. 2018) bestimmen die Reibung verschiedener vorimprägnierter Rovings beim Umfangswickeln. Die Betrachtungen be-

schränken sich allerdings auf die Reibung zwischen der Andrückrolle der Wickelvorrichtung und dem Roving sowie der daraus resultierenden Erhöhung der Faserzugkraft. Der Kontakt zwischen Wickeldorn und Roving ist nicht Bestandteil der Untersuchungen.

4.3.2 Experimentelle Untersuchung des Reibverhaltens

Auf Basis der bisherigen Untersuchungen und mit den aktuell bestehenden Methoden werden im Rahmen dieser Arbeit experimentelle Versuche zur Analyse des Reibverhaltens mit den für das Fügewickeln verwendeten Fasern durchgeführt. Der Aufbau sowie die Ergebnisse der Versuche basieren auf der Arbeit von (A_Hagemann 2017) und der Darstellung in (Dackweiler & Hagemann et al. 2019). Sie werden im folgenden Abschnitt vorgestellt und sollen als Eingangsgrößen für die Modellierung der rutschsicheren Wickelpfade in Kapitel 5.3 dienen.

4.3.2.1 Beschreibung der Versuche

Wickelversuche zur Bestimmung des Reibverhaltens bieten die Möglichkeit realistische Versuchsbedingungen abzubilden und Parameter wie die Wickeldrehzahl, oder die Faser Vorspannung zu variieren. Vorangegangene Untersuchungen zeigen jedoch eine geringe Auswirkung dieser Einflussfaktoren auf den Reibungskoeffizienten (Wang & Jiao et al. 2011). Aus diesem Grund werden im Rahmen dieser Arbeit neben den komplexen Wickelversuchen auch Zugschlittenversuche mit verschiedenen Materialpaarungen sowie Oberflächen durchgeführt und überprüft in wie weit die Ergebnisse beider Verfahren korrelieren. Die experimentellen Versuche erfolgen mit trockenen, in der Industrie häufig verwendeten Kohlenstoffaservovings sowie mit einem Towpreg (Tabelle 4-2). Im Gegensatz zu den trockenen Fasern besitzen die Towpregs eine ausgeprägte Temperaturabhängigkeit durch das Erweichen der bereits enthaltenen Matrix und damit einhergehend einer Veränderung der Klebrigkeit. Diese Klebrigkeit wird häufig auch als *Tack* bezeichnet.

Tabelle 4-2: Eigenschaften der verwendeten Rovings und Towpregs (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

	Harz	Filamentzahl	Feinheit	Roving-Breite (auf Rolle)	Filament- Durchmesser
Carbon- Werke NF-24	-	24k	1600 tex	ca. 8 mm	7 μm
Toho Tenax UMS40 F23	-	24k	800 tex	ca. 7 mm	4,8 μm
Torayca Toray T700	-	12k	800 tex	ca. 6 mm	7 μm
Vitech UTS- 24K-RV102	RV102	24k	1600 tex	ca. 8 mm	7 μm

Der Aufbau für die Zugschlittenversuche orientiert sich am ASTM-Standard D1894 (ASTM D1894-01D1894) (Abbildung 4-13 a). Innerhalb einer temperierbaren Kammer wird ein Schlitten mittels eines Linearantriebs und einer Umlenkung über eine mit den Fasern aus Tabelle 4-2 bespannten Platte bewegt. Die Fasern sind dabei mit doppelseitigem Klebeband an der Oberfläche fixiert. Der Schlitten kann mit unterschiedlichen Gewichten beaufschlagt und mit verschiedenen Plättchen an der Unterseite bestückt werden. Diese Plättchen bestehen sowohl aus Aluminium, als auch aus ausgehärtetem Epoxidharz der Firma *Altropol Kunststoff GmbH* vom Typ *NEUKADUR EP986/244* und werden durch manuelles Schleifen unterschiedlich angeraut. Die Oberflächenrauigkeiten (Tabelle 4-3) werden mit Hilfe eines Perthometers der Firma *Carl Mahr Holding GmbH* vom Typ *MarSurf XCR 20* im Tastschnittverfahren ermittelt. Über eine Kraftmessdose mit entsprechendem Messverstärker wird die Zugkraft beim Bewegen des Schlittens bestimmt.

Tabelle 4-3: Oberflächenbeschaffenheit der Plättchen beim Zugschlittenversuch (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

Material der Kontaktfläche	Oberflächenrauheit R_a
Aluminium	0,48 μm
	0,66 μm
	0,90 μm
	1,20 μm
Epoxidharz	0,018 μm
	0,46 μm

Der schematische Versuchsaufbau sowie eine exemplarische Aufzeichnung der Kraft-Weg-Kurven für eine Materialpaarung bei unterschiedlichen Schlittenbelastungen (1 –

7 kPa) ist in Abbildung 4-13 dargestellt. Die Messungen werden mit gleichen Parametern jeweils dreimal wiederholt, wobei sich eine sehr gute Reproduzierbarkeit zeigt. Die Haftgrenze, als der Wert des statischen Reibungskoeffizienten μ_s , beschreibt den Übergang ab dem ein erstmaliges Gleiten und/oder eine plastische Scherung einsetzt. Bei trockenen Fasern kann diese Grenze eindeutig identifiziert werden. Durch das viskoplastische Materialverhalten der Matrix existiert bei Towpregs häufig kein eindeutiger Übergang und die Haftgrenze wird anhand der Abweichung vom reversibel-elastischen Verhalten definiert. (A_Hagemann 2017, S. 48–49)

Bei der Auswertung der Zugschlittenversuche wird zudem der nichtlineare Verlauf der verwendeten Aramid-Schnur unter Zugkraft berücksichtigt. Die Schnur-Steifigkeitskurve wird als Polynomfunktion angenähert und in Abhängigkeit des Startwerts jeder Messfahrt verschoben. Der Reibungskoeffizient wird aus einem kombinierten Schwellwert der absoluten und relativen Differenz zwischen Messfahrt und elastischer Schnur-Steifigkeitskurve bestimmt. (A_Hagemann 2017, S. 57–58)

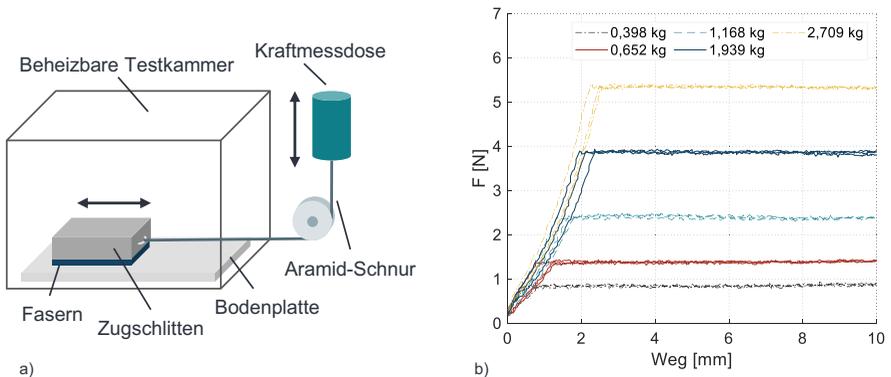


Abbildung 4-13: a) Schematischer Aufbau der Reibschlittenversuche, b) Beispielhafte Aufzeichnung der Kraft-Weg-Kurven (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

Die Untersuchungen des Reibverhaltens beim direkten Faserwickeln werden wie in (Wang & Jiao et al. 2011) mit einem speziell geformten Wickeldorn durchgeführt (Abbildung 4-14). Dieser folgt im Längsschnitt einer exponentiellen Kontur mit der

Konstanten K , welche die axiale Verschiebung der Funktion beschreibt (Dackweiler & Hagemann et al. 2019):

$$r_{dorn}(x) = R_{dorn} - \exp\left(\frac{x}{R_{dorn}} + \ln(R_{dorn} * \lambda_{min})\right) + K \tag{4-1}$$

Auf Basis dieser Gleichung lässt sich das Krümmungsverhältnis λ in Abhängigkeit der axialen Position x und dem maximalen Radius des Wickeldorns R_{dorn} berechnen. Dieses Verhältnis entspricht der Rutschneigung. (Dackweiler & Hagemann et al. 2019)

$$\lambda(x) = -\frac{1}{R_{dorn}} * \exp\left(\frac{x}{R_{dorn}} + \ln(R_{dorn} * \lambda_{min})\right) \tag{4-2}$$

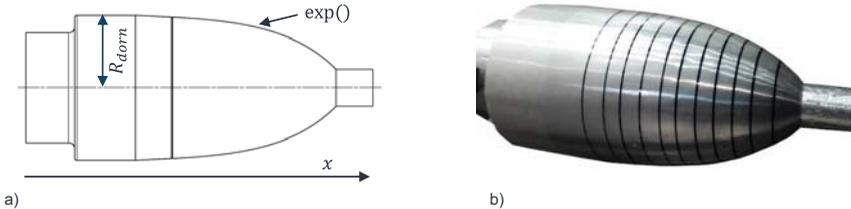


Abbildung 4-14: Geometrie des verwendeten Wickeldorns (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

Beim Wickeldorn werden durch Anschleifen und Beschichten mit Epoxidharz unterschiedliche Oberflächenbeschaffenheiten simuliert (Tabelle 4-4).

Tabelle 4-4: Oberflächenbeschaffenheit des Wickeldorns (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

Material der Kontaktfläche	Oberflächenrauheit R_a
Aluminium	0,44 μm
Epoxidharz	0,02 μm
	1,50 μm

Die Wickelversuche erfolgen in einer Drehmaschine der Firma *INDEX-Werke GmbH & Co. KG* vom Typ *IT600*. Diese Drehmaschine ist mit einer zusätzlichen Wickleinheit ausgerüstet, deren Entwicklung in (Galkin 2012) ausgeführt ist. In Anlehnung an die experimentellen Versuche in (Wang & Jiao et al. 2011) werden die Fasern mit konstanter Drehzahl und konstantem, axialen Vorschub auf dem Wickeldorn abgelegt, bis ein initiales Abrutschen eintritt. Die Drehzahl des Wickeldorns beträgt 32 *U/min*, was einer Ablegegeschwindigkeit von 100 – 200 *mm/s* je nach lokalem Wickeldornradius ent-

spricht. Der Rutschpunkt, häufig auch *Slipping Point* genannt, wird kamerabasiert ausgewertet und zur Berechnung des statischen Reibungskoeffizienten μ_s anhand von Formel 2-6 und Formel 4-2 herangezogen. (A_Hagemann 2017, S. 58–66)

4.3.2.2 Ergebnisse der Versuche

Die Auswertung der Zugschlitten-Versuche mit der bearbeiteten Aluminiumoberfläche zeigt für die trockenen NF-24 Fasern von *Carbon-Werke Weißgerber GmbH & Co. KG* sowohl in Quer- als auch in Längs-Richtung einen Anstieg des statischen Reibungskoeffizienten μ_s mit zunehmender Glättung der Kontaktfläche. Dies trifft sowohl auf die Versuche zu, bei denen die Rauheitsmessung in Bewegungsrichtung (Abbildung 4-15 a) als auch in Richtung der Faseroberfläche (Abbildung 4-15 b) gemessen wurde. Ausnahmen bilden die Anstiege bei den Messungen mit der höchsten Rauigkeit. Der Verlauf ist qualitativ konsistent mit den Untersuchungen in (Mulvihill & Sutcliffe 2017). In Abbildung 4-15 entspricht jeder Punkt einem Durchschnittswert aus fünfzehn einzelnen Messungen bedingt durch drei Wiederholungen mit fünf unterschiedlichen Schlittenbelastungen. Zusätzlich ist die Standardabweichung dargestellt. (A_Hagemann 2017, S. 69–72)

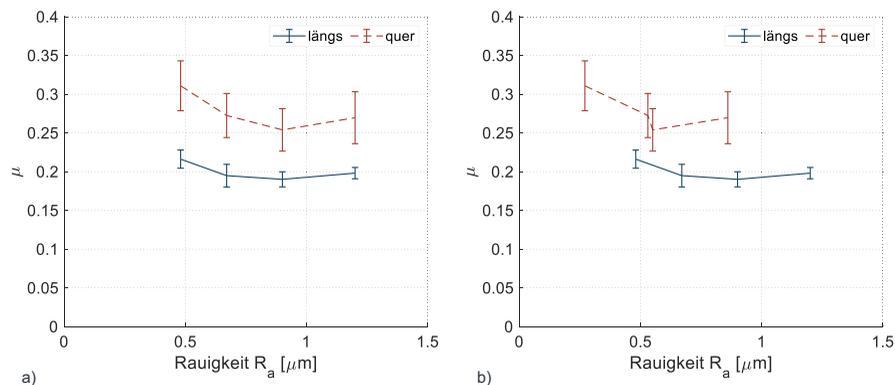
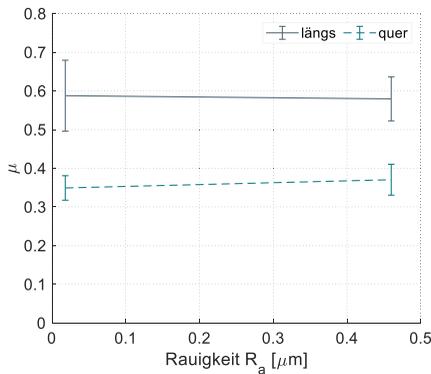


Abbildung 4-15: Mittlere Reibungskoeffizienten bei Verwendung von Carbon-Werke NF-24 Fasern in Abhängigkeit von der Oberflächenrauheit der Aluminium-Plättchen, a) Rauheit in Bewegungsrichtung, b) Rauheit in Faserrichtung (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

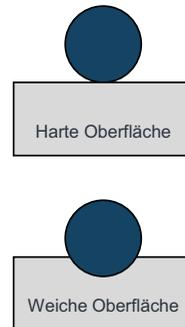
Der Reibungskoeffizient bei einer Reibung quer zur Faser liegt nahezu konstant um 0,05 μm bis 0,01 μm höher als bei einer Reibung längs zur Faser. Dies kann auf die

größere reale Kontaktfläche zwischen Fasern und Oberfläche aufgrund der Lage innerhalb der Schleifriefentäler zurückgeführt werden.

Die Zugschlitten-Versuche mit glatten ($R_a = 0,018 \mu\text{m}$) und angerauten ($R_a = 0,46 \mu\text{m}$) Epoxidharz-Plättchen weisen nur einen sehr geringen Unterschied im Reibungskoeffizienten auf (Abbildung 4-16 a). Dies lässt auf einen geringen Einfluss der Oberflächenrauigkeit schließen. Grund hierfür kann ein elastisches Nachgeben der vergleichsweise weichen Epoxidharz-Oberfläche beim Belasten mit dem Schlitten und damit einer Vergrößerung der Kontaktfläche sein (Abbildung 4-16 b). Dieses Verhalten kann auch die bei gleicher Rauheit höheren Reibungskoeffizienten der Epoxidharz-Plättchen gegenüber den Aluminium-Plättchen erklären. Bei den Epoxidharz-Plättchen kann generell keine Vorzugsrichtung der Rauheit festgestellt werden, weshalb eine Differenzierung der Ergebnisse wie bei den Aluminium-Plättchen nicht sinnvoll ist. (A_Hagemann 2017, S. 72–75)



a)



b)

Abbildung 4-16: a) Reibungskoeffizienten für Längs- und Querreibung bei Kontakt mit glatter und angerautem Epoxidharz-Plättchen bei Verwendung von Carbon-Werke NF-24 Fasern, b) Schematische Darstellung des Kontakts eines Filaments mit einer harten und einer weichen Oberfläche

Der direkte Vergleich der Messungen mit Aluminium-Plättchen mit denen mit Epoxidharz-Oberfläche lässt einen deutlich geringeren Reibungskoeffizienten in Quer-Richtung als in Längs-Richtung bei Epoxidharz erkennen. Die hohen Werte der Längs-Reibung könnten durch eine Haftung zwischen den Einzelfilamenten und der Epoxidharz-Oberfläche hervorgerufen werden. Dieses Haftpotential wird bei einer Querbewegung

allerdings aufgelöst, da die einzelnen Filamente nicht fixiert sind und sich somit gegeneinander verschieben können. Der Zusammenhalt des Rovings stellt dementsprechend eine Obergrenze für den Reibungskoeffizienten in Quer-Richtung dar. Diese Obergrenze scheint bei den Aluminium-Plättchen nicht erreicht zu werden. Zur Validierung dieser Hypothese werden die gleichen Versuchsreihen mit Kohlenstoffaservovings der Firma *Torayca Toray Industries Inc.* vom Typ *T700* durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen ein sehr ähnliches Verhalten mit einem ebenfalls hohen Reibungskoeffizienten in Längs-Richtung, verglichen mit dem in Quer-Richtung (Tabelle 4-5). (A_Hagemann 2017, S. 72–75)

Tabelle 4-5: Reibungskoeffizienten in Längs- und Querrichtung; Epoxidharz-Plättchen ($R_a = 0,018 \mu\text{m}$) (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

	$\mu_{\text{längs}}$	μ_{quer}
Carbon-Werke NF-24	0,56	0,32
Torayca Toray T700	0,38	0,26

Daraus lassen sich bezüglich des Reibverhaltens von trockenen Kohlenstoffaservovings in der für das Faserwickeln relevante Quer-Richtung zwei Fälle unterscheiden, welche in Modus A und Modus B aufgeteilt werden (A_Hagemann 2017, S. 76):

Modus A führt zu: $\mu_{\text{längs}} \leq \mu_{\text{quer}}$

Der *Modus A* liegt bei kleinen Reibungskoeffizienten in Längs-Richtung vor. Hierbei ist der Zusammenhalt der Einzelfilamente im Vergleich zur Haftung zwischen Filament und Oberfläche groß. Gleichzeitig spielt die Verschiebbarkeit der Filamente zueinander nur eine untergeordnete Rolle in Bezug auf die Höhe des Reibungskoeffizienten in Quer-Richtung.

Modus B führt zu: $\mu_{\text{längs}} > \mu_{\text{quer}}$

Der *Modus B* liegt bei großen Reibungskoeffizienten in Längs-Richtung vor. Die Hauptursache für das Abrutschen in Quer-Richtung liegt hierbei in der Quer-Verschiebbarkeit der Einzelfilamente zueinander.

Entsprechend der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche liegt die Grenze zwischen beiden Modi etwa in einem Bereich von $\mu = 0,25 - 0,40$.

Die Zugschlitten-Versuche mit den Towpregs *UTS-24K-RV102* der Firma *Vitech Composites SAS* können nur in Längs-Richtung durchgeführt werden, da eine Fixierung der vorimprägnierten Fasern mittels Klebeband nicht möglich ist. Hauptsächlich verantwortlich für die Reibung ist bei den Towpregs ohnehin die temperaturabhängige Matrix,

weshalb die Faserorientierung vernachlässigt werden kann. (A_Hagemann 2017, S. 81)

Bei Betrachtung der aus verschiedenen Normalkräften gemittelten Reibungskoeffizienten lässt sich sowohl bei der Aluminium-Oberfläche als auch bei der Epoxidharz-Oberfläche des Zugschlittens eine deutliche Temperaturabhängigkeit feststellen (Abbildung 4-17 a). Mit zunehmender Temperatur nimmt die Reibung beziehungsweise Haftung ab. Dies lässt sich auf ein Aufweichen der Matrix und damit verbunden einem Abfall der Schubsteifigkeit, der Viskosität und auch der Klebrigkeit der Matrix zurückführen. Bei Raumtemperatur zeichnet sich in den Versuchen eine klare Haftgrenze aus, wohingegen bei höheren Temperaturen Schmierspuren entstehen und ein Fließen der Matrix erkennbar ist. Ähnliche Erkenntnisse zeigen die Ergebnisse aus den Untersuchungen in (Erland & Dodwell et al. 2015). (A_Hagemann 2017, S. 81–85)

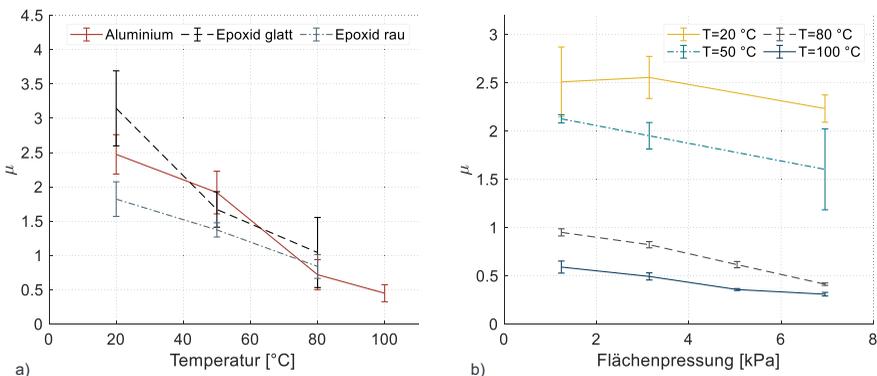


Abbildung 4-17: a) Verlauf des gemittelten Reibungskoeffizienten zwischen Towpregs und Aluminiumplatte, sowie glatten und angerauten Epoxidharz-Plättchen in Abhängigkeit von der Temperatur, b) Reibungskoeffizienten zwischen Towpregs und Aluminium-Platte in Abhängigkeit von der Flächenpressung; ermittelt mit Schlittenversuchen bei Temperaturen von 20 – 100 °C (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

Mit zunehmender Flächenpressung sinkt der Reibungskoeffizient stetig ab. Diese Tendenz zeichnet sich bei allen Temperaturen ab und lässt sich auf eine von der Normalkraft unabhängige Komponente der Reibkraft zurückführen. Nähere Ausführungen hierzu sind unter Berücksichtigung des Mohr-Coulomb-Ansatzes in (Erland & Dodwell et al. 2015) und (A_Hagemann 2017, S. 85–86) ausgeführt.

Die Wickelversuche mit speziell geformtem Wickeldorn (Kapitel 4.3.2.1) erreichen bei jeweils drei Wiederholungen eine sehr gute Wiederholbarkeit mit einer maximalen Abweichung von 0,01 im Reibungskoeffizienten. Die Rauigkeit des unbehandelten und im Drehprozess hergestellten Wickeldorns beträgt entlang der Längsachse $R_a = 0,45 \mu\text{m}$ und ist damit vergleichbar mit den Aluminium-Plättchen aus den Zugschlittenversuchen mit $R_a = 0,48 \mu\text{m}$. Anders als erwartet korrelieren die Ergebnisse der Wickelversuche mit den Zugschlittenversuchen in Längs-Richtung (Tabelle 4-6) anstatt mit denen in Quer-Richtung. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Rauigkeit der Oberflächen zwar ähnliche Größenordnungen besitzen, die Struktur des Wickeldorns bedingt durch den Drehprozess aber definierte Riefen aufweist (siehe Anhang A), was zu Unterschieden in der Reibung führen kann. (A_Hagemann 2017, S. 85–88)

Tabelle 4-6: Vergleich der Reibungskoeffizienten von Wickel- ($R_a = 0,45 \mu\text{m}$) und Schlittenversuchen ($R_a = 0,48 \mu\text{m}$) (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

	μ_s Wickelversuche	μ_s Schlittenversuche längs
Carbon-Werke NF-24	0,20	0,21
Toho Tenax UMS40 F23	0,17	0,19
Torayca T700	0,14	0,15

Der mit Epoxidharz überzogene Wickeldorn weist keine definierten Riefen mehr auf. Die Ergebnisse der Wickelversuche stimmen in diesem Fall gut mit den Schlittenversuchen in Quer-Richtung überein (Tabelle 4-7). Demnach bestätigen die Wickelversuche das Auftreten des *Modus A* bei der Aluminium-Oberfläche und *Modus B* bei der Epoxidharz-Oberfläche.

Tabelle 4-7: Vergleich der gemessenen Reibungskoeffizienten zwischen Wickelversuch und Schlittenversuch im Kontakt mit Epoxidharz-Oberfläche (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

	μ_s Wickelversuch (glatt $R_a = 0,018 \mu\text{m}$)	μ_s Wickelversuch (angeraut ($R_a \approx 1,50 \mu\text{m}$))	μ_s Schlittenversuch quer	μ_s Schlittenversuch längs
Carbon-Werke NF-24	0,31 – 0,35	0,40 – 0,42	0,32	0,56
Torayca Toray T700	0,25 – 0,28	0,34 – 0,36	0,26	0,38

Für die Wickelversuche mit Towpregs wird der Wickeldorn vor dem eigentlichen Versuch in einem Ofen auf eine definierte Temperatur vorgewärmt. Besonders bei niedrigen Temperaturen zeigen die Reibungskoeffizienten bei den Wickelversuchen einen großen Unterschied im Vergleich zu denen mit Zugschlitten (Tabelle 4-8).

Tabelle 4-8: Vergleich der gemittelten Reibungskoeffizienten bei Wickelversuchen und Zugschlittenversuchen mit Towpregs (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

Temperatur	μ_s Wickelversuche	μ_s Schlittenversuche
20 °C	0,22 – 0,23	2,47
50 °C	0,56 – 0,60	1,91
80 °C	0,53	0,72

Grund hierfür ist ein treppenförmiges Aufstellen der Towpregs aufgrund der Krümmung des Wickeldorns sowie der Eigensteifigkeit der Bänder (Abbildung 4-18). Dieses Verhalten korreliert mit den Beobachtungen aus den manuellen Wickelversuchen (Kapitel 4.2). Das Aufstellen der Towpregs führt zu einer ungleichmäßigen und verkleinerten Kontaktfläche auf der Oberfläche und kann ein frühzeitiges Rutschen verursachen. Bei höheren Temperaturen weicht die Matrix leicht auf und eine Anpassung an die Kontur des Wickeldorns ist in Grenzen möglich. Abhilfe kann das Erwärmen des Towpregs während des Wickelvorgangs mittels eines Heißluftföhns leisten (A_Hagemann 2017, S. 86–88).



Abbildung 4-18: Treppenförmiges Aufstellen der Wicklungen (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

Insgesamt sind die Wickelversuche nur bedingt mit den Zugschlitten-Versuchen vergleichbar. Durch die konvex gekrümmte Oberfläche des Wickeldorns unterscheidet sich der lokale Ablegeradius einer Wicklung über den Querschnitt des Roving sowie Towpregs, was zu Verschiebungen der Fasern zueinander und unterschiedlichen Flächenpressungen führt. Darüber hinaus verschleißten die Rovings bei den Wickelversuchen durch die Führungen und das Fadenauge in gewissen Grenzen, bevor sie abgelegt werden. Diese Beschädigungen an den Fasern zeigen sich in Form von Ausfransungen und können die Ergebnisse verfälschen. Eine weitere Ungenauigkeit verursachen Vibrationen während des Wickelvorgangs, bedingt durch eine geringe Steifigkeit der Wickelvorrichtung und des Fadenauges. Diese prozessbedingten Vibrationen führen zu Schwankungen in der Roving-Vorspannung und in der Flächenpressung bei der Ablage.

Mit der Beziehung aus Formel 2-26 kann das maximale Krümmungsverhältnis anhand des Reibungskoeffizienten bestimmt werden. Dieser Grenzwert beschränkt die Flexibilität bei der Modellierung der nicht-geodätischen Wickelpfade. Eine Übersicht der maximalen Krümmungsverhältnisse, ermittelt durch die vorgestellten Versuche, ist in Tabelle 4-9 aufgeführt.

Zusammengefasst erweist sich der vorherrschende Abrutsch-Mechanismus als ausschlaggebend für das Reibungsverhalten von trockenen Fasern. Für Materialkombinationen nach *Modus B* ($\mu_{l\ddot{a}ngs} > \mu_{quer}$) korrelieren die erzielten Ergebnisse der Wickelversuche mit denen der Zugschlitten-Versuche in Quer-Richtung. Bei einem Reibverhalten nach *Modus A* ($\mu_{l\ddot{a}ngs} \leq \mu_{quer}$) hingegen stimmen die Ergebnisse mit denen der Zugschlitten-Versuche in Längs-Richtung gut überein.

Während die Versuche mit trockenen Fasern eine Korrelation zwischen Wickelversuchen und Zugschlitten-Versuchen aufweisen, ist dies bei der Verwendung von Towpregs nicht gegeben. Durch das treppenförmige Aufstellen der eigensteifen Towpregs beim Aufwickeln auf den gekrümmten Wickeldorn verringert sich die Kontaktfläche und damit einhergehend die Flächenpressung.

Tabelle 4-9: Übersicht über Richtwerte für das maximale Krümmungsverhältnis λ_{max} beim Faserwickeln bei Raumtemperatur (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))

Rovings	Kontaktfläche/ Oberflächenmaterial	Rauheit R_a	λ_{max}	basierend auf
Carbon-Werke NF24	Aluminium	0,44 μm	0,20	Wickelversuche
		0,66 μm	0,19	Schlitten-Versuche
		0,90 μm	0,18	Schlitten-Versuche
		1,20 μm	0,19	Schlitten-Versuche
		0,018 μm	0,31	Wickelversuche
Torayca Toray T700	Epoxidharz	0,46 μm	0,35	Schlittenversuche
		0,44 μm	0,14	Wickelversuche
Toho Tenax UMS40 F23	Aluminium	0,018 μm	0,25	Wickelversuche
		0,44 μm	0,17	Wickelversuche
Vitech UTS-24K-RV102 (Towpreg 20 °C)	Aluminium	0,44 μm	ca. 0,20	Wickelversuche

Die ermittelten Krümmungsverhältnisse dienen als als Eingangsgrößen für die Modellierung der Wickelpfade (Kapitel 5.3). Sie stellen die oberen Grenzen für die Gewährleistung einer Rutschsicherheit bei der Abweichung von der geodätischen Kurve dar.

5 Modellierung

Ziel dieses Kapitels 5 ist die Erarbeitung einer Methodik zur Modellierung und Simulation der Wickelpfade sowie der notwendigen Bewegungen der Wickeleinheit und des Vertikal-Knickarm-Roboters für das Fügewickelfahren. Zunächst werden in **Abschnitt 5.1** Annahmen und Vereinfachungen für die Modellierung getroffen bevor in **Abschnitt 5.2** die einzelnen Schritte zur Modellierung der Oberfläche der Fügepartner beschrieben werden. In **Abschnitt 5.3** werden die Modelle zur Bestimmung rutschsicherer Wickelpfade hergeleitet. Mittels einer in **Abschnitt 5.4** vorgestellten Methodik sollen diese Pfade hinsichtlich der Belastungen optimiert werden. Abschließend findet eine kinematische Modellierung der Bewegungsabläufe von Wickelring und Vertikal-Knickarm-Roboter in **Abschnitt 5.5** statt.

5.1 Modellannahmen

Im Gegensatz zu den Ansätzen zur Bauteilgenerierung im Faserwickeln, welche zu meist einfache, rotationssymmetrische Formen betrachten (Kapitel 2.3.5), handelt es sich beim Fügewickeln um einen komplexen, nicht-rotationssymmetrischen Prozess. Entsprechend aufwendig gestaltet sich die Modellierung der rutschsicheren Wickelpfade. Um dennoch zeiteffizient Lösungen für Wickelmuster finden zu können, sind Modellannahmen notwendig. Der Fokus bei der Modellierung soll auf den wesentlichen Einflussparametern für das Fügewickeln liegen und daher nur relevante Attribute berücksichtigen (Stachowiak 1973, S. 131–132).

Die Profile der Fügeverbindung sollen für die Wickelpfade unter Vernachlässigung der Wandstärke modelliert werden. Für die Modellbildung der Wicklungen wird lediglich die Oberfläche der jeweiligen Körper benötigt. Einzig beim Übergang von Quer- zu Längsprofil definiert die Wandstärke den auftretenden sprunghaften Übergang (Kapitel 4.1.1). Um diese kritische Stelle dennoch abbilden zu können, wird das Querprofil im Flanschbereich durch einen Offset virtuell vergrößert.

Darüber hinaus werden die einzelnen Wicklungen zur Minimierung der Komplexität ein-dimensional modelliert. Demnach werden eine eventuelle Querschnittsänderung der Rovings und Towpregs entlang der Wicklungen sowie die einzelnen Lagendicken vernachlässigt.

Die Oberflächenbeschaffenheit der Profile wird als konstant und isotrop über die gesamte Fläche angenommen. Diese Vereinfachung kann bei einer konservativen Bestimmung und der Wahl des niedrigsten, gemessenen Reibungskoeffizienten angewendet werden.

Zudem wird die Vorspannung des Rovings und Towpregs sowie deren Elastizitäten während des gesamten Wickelprozesses als konstant angenommen. Somit besitzt dieser Parameter keinen direkten Einfluss auf die Modellbildung und kann daher vernachlässigt werden. Die Annahme der konstanten Vorspannung ist zulässig bei Verwendung einer Vorspannungsregelung, wie sie in Kapitel 6.1 vorgestellt wird.

Der gesamte Aufbau aus Vertikal-Knickarm-Roboter und Wickeleinheit wird als unendlich steif angenommen. Somit lässt sich die Kinematik ohne die Berücksichtigung von Elastizitäten modellieren. Darüber hinaus werden die zu fügenden Profile als einzige Hindernisse innerhalb des Arbeitsraums angesehen.

5.2 Oberflächengeometrie

Um ein generisches und von *CAD* Software unabhängiges Wickelpfadmodell generieren zu können, ist eine vollständige Beschreibung der Oberfläche notwendig (Kapitel 2.3.5). Grundlage hierfür bilden die in Kapitel 2.1 vorgestellten mathematischen Ansätze der Differentialgeometrie. Ziel dieses Abschnitts ist die parameterbasierte Beschreibung der Fügegeometrien in Anlehnung an (A_Mayer 2017) und (Dackweiler & Mayer et al. 2019). Diese Beschreibung dient als Basis für die anschließende Modellierung der Wickelpfade.

Die Grundgeometrie vor dem Fügeprozess besteht aus einem Längs- sowie einem Querprofil mit einem flanschförmigen auslaufenden Ende (Kapitel 4.1.1, Abbildung 4-2). Um diesen Aufbau in einer mathematischen Modellierung abzubilden ist eine Unterteilung in vier Oberflächenabschnitte, bestehend aus zwei Teilflanschen, einem Längs- und einem Querprofil, notwendig (Abbildung 5-1).

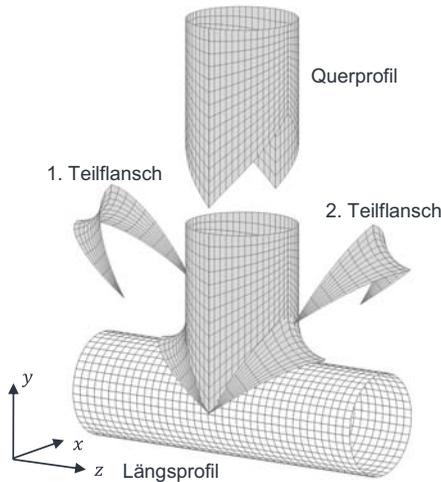


Abbildung 5-1: Zusammensetzung der Modellgeometrie (in Anlehnung an (A_Mayer 2017))

Die Herleitung des Wickelpfadmodells der Verbindung basiert auf einer parametrischen Beschreibung der Fügezone (Abbildung 5-2). Der Längsprofil-Radius r , die Wandstärke w sowie die Längen $l_{l\ddot{a}n\ddot{g}s}$ und $l_{q\ddot{u}e\ddot{r}}$ definieren die beiden Profile. Der Fügewinkel α beschreibt die Neigung des Querprofils zum horizontalen Längsprofil. β_1 bildet den Komplementärwinkel zu α . Die Verbindungsradien zwischen Quer- und Längsprofil werden durch die Radien r_1 und r_2 abgebildet. (Dackweiler & Mayer et al. 2019)

Das Längsprofil entspricht einem hohlen Zylinder und kann als Parametrisierung mit ψ und χ für die Fläche wie folgt beschrieben werden (Dackweiler & Mayer et al. 2019):

$$\vec{F}_{l\ddot{a}n\ddot{g}s} = \begin{pmatrix} r * \sin(\psi) \\ r * \cos(\psi) \\ \chi \end{pmatrix} \text{ mit } \psi = [0, 2\pi], \chi = \left[-\frac{l_{l\ddot{a}n\ddot{g}s}}{2}, \frac{l_{l\ddot{a}n\ddot{g}s}}{2} \right] \quad 5-1$$

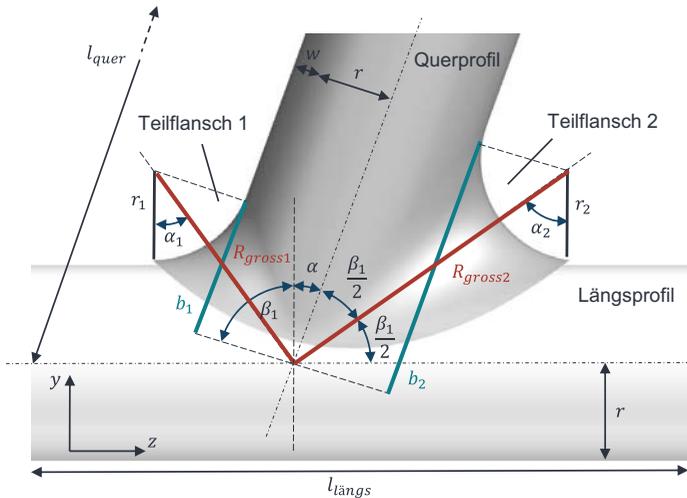


Abbildung 5-2: Parameterabhängige Beschreibung der Geometrie am geneigten Querprofil (in Anlehnung an (A_Mayer 2017) und (Dackweiler & Mayer et al. 2019))

Das Querprofil wird vereinfacht durch einen Zylinderabschnitt mit zwei zusätzlichen Teilflächen modelliert. Diese Teilflächen bilden das Flanschende und ergeben sich aus der Rotation der Parametrisierung einer toroiden Geometrie um die x -Achse. Für die Neigung der Flanschflächen zur Vertikalen ergibt sich für α_1 und α_2 (Dackweiler & Mayer et al. 2019):

$$\alpha_1 = \frac{\beta_1}{2} \quad 5-2$$

$$\alpha_2 = \frac{\pi}{2} - \frac{\beta_1}{2} \quad 5-3$$

Somit gilt für die Hilfsängen b_1 und b_2 :

$$\begin{aligned} b_1 &= r * \tan\left(\frac{\beta_1}{2}\right) + r_1 * \tan\left(\frac{\beta_1}{2}\right) = (r + r_1) * \tan\left(\frac{\beta_1}{2}\right) \\ &= (r + r_1) * \tan(\alpha_1) \end{aligned} \quad 5-4$$

$$b_2 = \frac{r}{\tan\left(\frac{\beta_1}{2}\right)} + \frac{r_2}{\tan\left(\frac{\beta_1}{2}\right)} = \frac{(r + r_2)}{\tan\left(\frac{\beta_1}{2}\right)} = \frac{(r + r_2)}{\tan\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_2\right)} \quad 5-5$$

Zur Beschreibung der Flanschflächen werden die relevanten Größen R_{gross1} und R_{gross2} eingeführt (Dackweiler & Mayer et al. 2019):

$$R_{gross1} = \frac{r_1 + r}{\cos\left(\frac{\beta_1}{2}\right)} \quad 5-6$$

$$R_{gross2} = \frac{r_2 + r}{\sin\left(\frac{\beta_1}{2}\right)} \quad 5-7$$

Damit kann die Parametrisierung des Querprofils mit den Parametern ξ und z der Fläche definiert werden. An den Grenzen wird für die Abhängigkeit der Parameter $z(\xi)$ ein linearer Zusammenhang angenommen (Dackweiler & Mayer et al. 2019):

$$\vec{F}_{quer} = \begin{pmatrix} (r + w) * \sin(\xi) \\ z \\ (r + w) * \cos(\xi) \end{pmatrix} \quad 5-8$$

mit $\xi = [-\pi, \pi]$,

$$z = \left[\begin{array}{l} \left(\begin{array}{l} -\frac{2}{\pi} * b_1 * \xi - b_1, \quad \text{für} \quad -\pi < \xi < -\frac{\pi}{2} \\ \frac{2}{\pi} * b_2 * \xi + b_2, \quad \text{für} \quad -\frac{\pi}{2} < \xi < 0 \\ -\frac{2}{\pi} * b_2 * \xi + b_2, \quad \text{für} \quad 0 < \xi < \frac{\pi}{2} \\ \frac{2}{\pi} * b_1 * \xi - b_1, \quad \text{für} \quad \frac{\pi}{2} < \xi < \pi \end{array} \right), l_{quer} \end{array} \right] \quad 5-9$$

Im Unterschied zu einem üblichen Torus mit kreisförmiger Leitkurve führt das Auftreten der Größen R_{gross1} und R_{gross2} zu einer elliptischen Grundform (Abbildung 5-3).

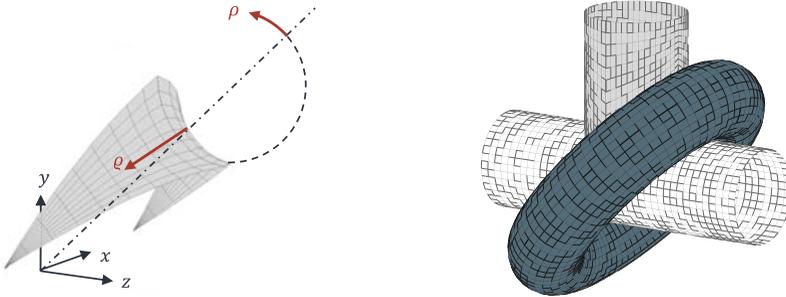


Abbildung 5-3: Parametrisierung des ersten Teilflanschs (in Anlehnung an (A_Mayer 2017))

Die mathematische Beschreibung der ersten Teilfläche mit den Parametern ρ und ϱ ergibt sich durch Anwendung der Rotationsmatrix (Kapitel 2.1.5) und unter Annahme eines linearen Zusammenhangs für die Abhängigkeit der Parameter $\rho(\varrho)$ an den Grenzen (Dackweiler & Mayer et al. 2019):

$$\vec{F}_{flansch} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha) & -\sin(\alpha) \\ 0 & \sin(\alpha) & \cos(\alpha) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} (R_1 + r_1 * \cos(\rho)) * \sin(\rho) \\ (R_{gross1} + r_1 * \cos(\rho)) * \cos \rho \\ r_1 * \sin(\rho) \end{pmatrix} \quad 5-10$$

$$\text{mit } \varrho = \left[-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}\right], \rho = \left[\pi - \frac{\beta_1}{2} + \begin{cases} \frac{1}{\pi} * \beta_1 * \varrho & \text{für } \varrho > 0 \\ -\frac{1}{\pi} * \beta_1 * \varrho & \text{für } \varrho < 0 \end{cases}, \pi + \frac{\beta_1}{2} + \begin{cases} -\frac{1}{\pi} * \beta_1 * \varrho & \text{für } \varrho > 0 \\ \frac{1}{\pi} * \beta_1 * \varrho & \text{für } \varrho < 0 \end{cases}\right] \quad 5-11$$

Die Beschreibung der zweiten Flanschfläche des Querprofils erfolgt analog.

5.3 Wickelpfade

Die Modellierung der Wickelpfade basiert auf der berechneten Oberfläche der Profile und teilt sich in drei Teilabschnitte auf. Zunächst erfolgt sie auf dem Flansch des Querprofils, anschließend im Übergangsbereich zwischen den beiden Profilen und zuletzt auf dem Längsprofil. Als Eingangsgrößen für die Modellierung dienen die Anforderungen an die Verbindung, Annahmen und Vereinfachungen sowie Materialkennwerte (Abbildung 5-4). Im Folgenden werden basierend auf (A_Chen 2018; A_Mayer 2017) und

(Dackweiler & Mayer et al. 2019) die mathematischen Zusammenhänge und Algorithmen zur Modellbildung beschrieben. Die Implementierung der Modelle geschieht mit der numerischen Software *Matlab R2019a* der Firma *The MathWorks, Inc.*

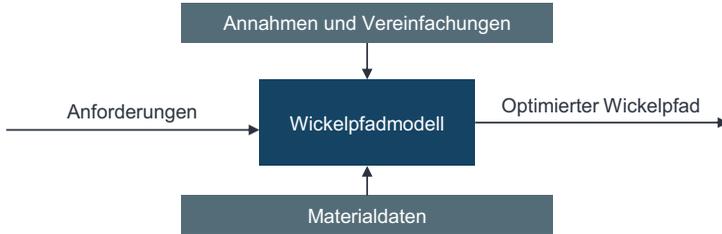


Abbildung 5-4: Ein- und Ausgangsparameter für die Modellierung der Wickelpfade

5.3.1 Wickelpfade auf dem Flansch des Querprofils

Geodätische Pfade können im Flanshbereich durch die Lösung der beiden Differentialgleichungen (Formel 2-18 und Formel 2-19) und mit zugehörigen Anfangsbedingungen (siehe Kapitel 5.3.1.1) berechnet werden. Gleichzeitig muss der Wert des Kurvenparameters s kalkuliert werden, bei dem der Rand der Flanschfläche (siehe Formel 5-11) erreicht wird. Demnach muss folgende Gleichung für die erste Flanschfläche erfüllt sein:

$$\rho(s) = \pi + \frac{\beta_1}{2} - \frac{1}{\pi} * \beta_1 * \varrho(s) \quad 5-12$$

Entsprechend der Anzahl an Wicklungen muss die Berechnung wiederholt werden. Bei einem rechtwinkligen T-Stoß reicht es aufgrund der Symmetrie aus, nur einen Teilflansch zu berechnen und die Ergebnisse auf den zweiten Flansch zu übertragen. (A_Mayer 2017, S. 38–39)

Diese Modellierung auf Basis der Differentialgleichungen für geodätische Kurven, ermöglicht die schnelle Berechnung von Wickelpfaden, lässt allerdings keine Optimierung durch Abweichung von der Idealkurve zu. Dies führt unter Umständen zu Wickelpfaden, die auf dem Flansch rutschsicher liegen, in den übrigen Teilbereichen wegen der nicht vorhandenen Flexibilität allerdings zu hohen, notwendigen Reibungskoeffizienten führen. Aus diesem Grund wird als Alternative ein Algorithmus zum schrittweisen Berechnen der geodätischen und nicht-geodätischen Wickelpfade erarbeitet (Abbildung 5-5),

welcher die Grundlage für eine spätere Optimierung der Pfade hinsichtlich der Rutschsicherheit (Kapitel 5.3.4) bildet.

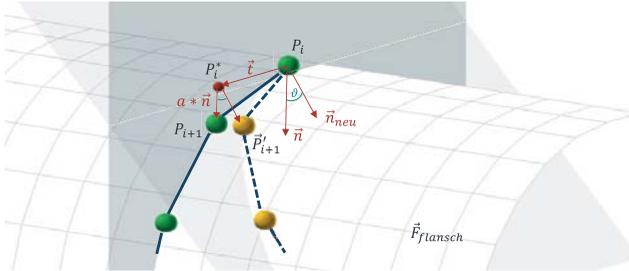


Abbildung 5-5: Prinzip des Algorithmus zum schrittweisen Erzeugen geodätischer und nicht-geodätischer Wickelpfade (in Anlehnung an (Dackweiler & Mayer et al. 2019))

Schrittweise geodätische Linien sind durch einen Startpunkt und -richtung vollständig beschrieben. Aus der vorangegangenen Modellierung der Oberflächengeometrie liegt die Flächenparametrisierung des Querprofilflansches $F_{flansch}$ vollständig vor. Innerhalb des Algorithmus beschreibt der Punkt P_i den Ausgangspunkt eines jeden Schritts mit zugehörigem Flächennormalenvektor n . Der Tangentialvektor t muss initial entsprechend der gewünschten Anfangsrichtung vorgegeben werden. Die weiteren Tangentialvektoren berechnen sich aus der Differenz der beiden vorangegangenen Punkte. (Dackweiler & Mayer et al. 2019)

Der Algorithmus für geodätische Kurvenabschnitte basiert auf infinitesimalen Schritten beziehungsweise Geraden in der aus dem Normalenvektor n und dem Tangentialvektor t im Punkt P_i aufgespannten Ebene. Als Zwischenpunkt für die Berechnung dient der Punkt P_i^* , welcher in der Regel nicht auf der Oberfläche des Flansches $F_{flansch}$ liegt und sich in der Richtung des Tangentialvektors befindet (Abbildung 5-5). Der nächste Punkt P_{i+1} lässt sich durch numerisches Lösen folgender vektorwertigen Gleichung mit dem Normalenvektor n und der Schrittweite a ermitteln (Dackweiler & Mayer et al. 2019):

$$\vec{P}_i^* + a * \vec{n} = \vec{F}_{flansch} \quad 5-13$$

Zur Erhöhung der Gestaltungsfreiheit der Wicklungen kann dieses schrittweise Modell für die Generierung nicht-geodätischer Wickelpfade modifiziert werden. Hierzu wird der Normalenvektor der Kurve um den Tangentenvektor gedreht. Der so entstandene neue

Normalvektor n_{neu} , gedreht um den Winkel ϑ bildet zusammen mit dem Tangentenvektor im Punkt P_i eine neue gedachte Ebene (Abbildung 5-5). Es gilt:

$$\vec{n}_{neu} = \begin{pmatrix} \sin(\vartheta) * (\vec{t} \times \vec{n}) \\ \cos(\vartheta) * \vec{n} \end{pmatrix} \quad 5-14$$

Somit ergibt sich der neue Punkt \vec{P}'_{i+1} als:

$$\vec{P}'_{i+1} = \vec{P}_i^* + a * \vec{n}_{neu} = \vec{P}_i^* + a * (\sin(\vartheta) * (\vec{t} \times \vec{n}) + \cos(\vartheta) * \vec{n}) \quad 5-15$$

Bestimmt wird der Punkt durch Lösen folgender Gleichung (Dackweiler & Mayer et al. 2019):

$$\vec{P}_i^* + a * (\sin(\vartheta) * (\vec{t} \times \vec{n}) + \cos(\vartheta) * \vec{n}) = \vec{F}_{flansch} \quad 5-16$$

Als Maß für die Abweichung von der geodätischen Linie wird die Rutschneigung beziehungsweise das Krümmungsverhältnis λ eingeführt (siehe Kapitel 2.3.4):

$$\lambda = |\tan(\vartheta)| = \left| \frac{\sin(\vartheta)}{\cos(\vartheta)} \right| = \left| \frac{\kappa \sin(\vartheta)}{\kappa \cos(\vartheta)} \right| = \left| \frac{\kappa_g}{\kappa_n} \right| \quad 5-17$$

Der Parameter λ stellt eine Geometriegröße dar, die lediglich vom Winkel ϑ abhängt. Bei einer positiven Änderung des Drehwinkels beziehungsweise des Krümmungsverhältnisses dreht sich der Normalvektor der Fläche in positive Richtung um den Tangentenvektor. Bei einer negativen Änderung entsprechend entgegengesetzt.

Für eine Rutschsicherheit darf das Krümmungsverhältnis λ gemäß Formel 2-26 maximal dem Reibungskoeffizienten μ_s entsprechen. Dieser Koeffizient hängt rein von den Oberflächenbeschaffenheiten der Profile ab und kann experimentell ermittelt werden (siehe Kapitel 4.3.2.2). Darüber hinaus muss bei der Berechnung der einzelnen Punkte jeweils überprüft werden, ob die Grenzen des Flansches (Formel 5-11) überschritten werden.

5.3.1.1 Anfangsbedingungen

Um den Algorithmus zum schrittweisen Generieren der Wickelpfade auf dem Flansch nutzen zu können, müssen initial Bedingungen festgelegt werden. Diese Anfangsbedingungen definieren den Startpunkt sowie die Startrichtung eines Pfades. Hierzu werden Punkte auf dem Schnitt der Flanschfläche mit der y - z -Ebene, also auf dem Scheitel

des Flansches gewählt ($\rho(\varrho = 0)$). Die Richtung wird aus Symmetriegründen als positive und negative x -Richtung, das heißt parallel zur x -Achse festgelegt (Abbildung 5-6). (A_Mayer 2017, S. 42)

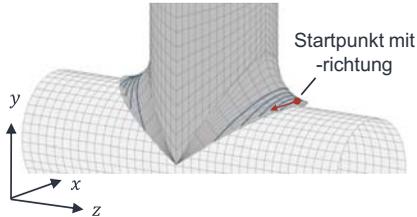


Abbildung 5-6: Darstellung eines Startpunkts mit zugehöriger Startrichtung für mögliche Wicklungen auf dem Flansch (in Anlehnung an (A_Mayer 2017))

Neben den Anfangsbedingungen für die Berechnung, ist die Verteilung der einzelnen Wicklungen und Lagen zueinander bei $\rho(\varrho = 0)$ vorzugeben. Generell besteht das Ziel darin, einen möglichst großen Bereich des Flansches gleichmäßig mit Wicklungen zu bedecken, um die Wirkung des Formschlusses zu maximieren. Gleichzeitig ist die Höhe des ausnutzbaren Radius im Flansch durch $\rho = \pi$ beschränkt. Höher platzierte Wicklungen ($\rho < \pi$) würden entweder abrutschen oder aufgrund des konkaven Bereichs am Querprofil abheben. Da die Wickelpfade bei dieser Obergrenze jedoch keinen Optimierungsfreiraum mehr bieten, beträgt der wickelbare Bereich $\rho_{oben,i}$ der vorliegenden Arbeit bei nicht-rechtwinkligen Verbindungen für eine Seite (A_Chen 2018):

$$\rho_{oben,2} = \frac{\pi}{2} - \frac{\beta_1}{2} - \frac{b_{oben}}{r_2} \quad 5-18$$

Die Bogenlänge b_{oben} entspricht einem Sicherheitsabstand und kann frei gewählt werden. Die unterste Wicklung im Flanschradius soll bündig mit dem Flansch abschließen (Abbildung 5-7 a). Dementsprechend ist die Mitte des Wicklungsquerschnitts eine halbe Wicklungsbreite vom Flanschende entfernt und mit der Rovingbreite b_r sowie dem Verbindungsradius des zweiten Flanschteils r_2 gilt für rechtwinklige Verbindungen (A_Mayer 2017):

$$\rho_{unten,2} = \frac{b_{unten}}{r_2} \approx \frac{b_r}{2 * r_2} \quad 5-19$$

Da bei nicht-rechtwinkligen Verbindungen keine Symmetrie mehr in den Flanschflächen vorliegt müssen die Grenzen auf der anderen Seite ($\rho_{oben,1}, \rho_{oben,1}$) mit dem Radius r_1 entsprechend angepasst werden.

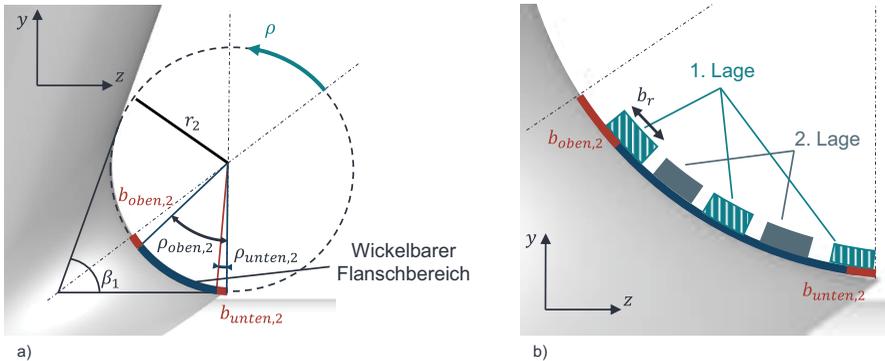


Abbildung 5-7: a) Schematische Darstellung des maximal ausnutzbaren Flanschradius, b) Virtuelles Schema der Lagenverteilung (in Anlehnung an (A_Chen 2018)).

Die Wicklungen zwischen der oberen und der unteren Grenze werden gleichmäßig, in virtuellen Lagen, auf dem Scheitel der Flanschflächen verteilt. Dementsprechend sollen die jeweils nächst folgenden Wicklungen einer Lage genau zwischen den Wicklungen der vorherigen Lage platziert werden. In (Abbildung 5-7 b) ist die Lagenverteilung unter Vernachlässigung der Lagendicke dargestellt (siehe Kapitel 5.1).

Um ausgehend von der für die Verbindung notwendigen Wicklungsanzahl n_{wick} die benötigten Lagen n_{lagen} zu bestimmen, wird mit der Lagenteilung Tl_{lagen} eine neue Hilfsgröße eingeführt. Diese Teilung kann neben der Wicklungsanzahl individuell vom Anwender vorgegeben werden und definiert mit wie vielen Wicklungen jeweils zwei aufeinanderfolgenden Lagen besetzt sind:

$$Tl_{lagen} = (n_{lage,i}, n_{lage,i} - 1) \quad 5-20$$

Dabei ist zu berücksichtigen, dass jede Lage zuerst entsprechend der Lagenteilung voll besetzt wird, bevor eine neue Lage begonnen wird. Mit folgendem Algorithmus (Pseudocode) lässt sich die Gesamtanzahl an benötigten Lagen n_{lagen} in Abhängigkeit von der Wicklungsanzahl n_{wick} und der gewählten Lagenteilung Tl_{lagen} berechnen:

1	$p = \frac{n_{wick}}{\sum Tl_{lagen}}$	
2	If $p \in \mathbb{N}$	Prüfen, ob p natürliche Zahl ist
3	$n_{lagen} = 2 * p$	
4	Else	
5	$q = \frac{frac(p)}{Tl_{lagen}(1)}$	Berechnung des Rests der Division
6	If $q = \frac{Tl_{lagen}(1)}{\sum Tl_{lagen}}$	
7	$n_{lagen} = 2 * \lfloor p + 0,5 \rfloor + 1$	Runden von p auf ganze Zahl +1
8	Else	
9	$n_{lagen} = 2 * \lfloor p + 0,5 \rfloor + 2$	Runden von p auf ganze Zahl +2
10	End	
11	End	

Der Winkelversatz zwischen zwei aufeinanderfolgenden Lagen in Bezug auf die jeweils erste Wicklung $\Delta\rho_{lagen}$ kann mit Hilfe der Bereiche ρ_{oben} und ρ_{unten} sowie der Lagenteilung ermittelt werden (Abbildung 5-8):

$$\Delta\rho_{lagen} = \frac{\rho_{oben} - \rho_{unten}}{2 * (Tl_{lagen}(1) - 1)} = \frac{\rho_{oben} - \rho_{unten}}{2 * Tl_{lagen}(2)} \quad 5-21$$

Die Position der Wicklung i für die Lagen mit $Tl_{lagen}(1)$ auf dem Scheitel der Flanschfläche berechnet sich zu:

$$\rho_{Tl_{lagen}(1),i} = \pi + \frac{\pi}{2} - \frac{\beta_1}{2} - \rho_{unten} - (i - 1) * \left(\frac{\rho_{oben} - \rho_{unten}}{Tl_{lagen}(1) - 1} \right) \quad 5-22$$

Für die Wicklung i bei den Lagen mit $Tl_{lagen}(2)$ muss der Winkelversatz $\Delta\rho_{lagen}$ berücksichtigt werden:

$$\rho_{Tl_{lagen}(2),i} = \pi + \frac{\pi}{2} - \frac{\beta_1}{2} - (\rho_{unten} + \Delta\rho_{lagen}) - (i - 1) * \left(\frac{\rho_{oben} - \rho_{unten}}{Tl_{lagen}(2)} \right) \quad 5-23$$

In Abbildung 5-8 ist eine beispielhafte Positionierung der Wicklungen zweier Lagen mit einer Lagenteilung von $Tl_{lagen} = (3,2)$ und einer Gesamtwicklungsanzahl $n_{wick} = 5$ skizziert.

Bei der Verteilung der Wicklungen in der letzten, obersten Lage wird zwischen drei Varianten unterschieden. Ist die Lage vollständig besetzt, werden die Wicklungen auf dem Scheitel gemäß Formel 5-22 und Formel 5-23 verteilt. Besitzt die letzte Lage lediglich eine Wicklung, wird diese mittig zwischen b_{oben} und b_{unten} , also in der Mitte des wickelbaren Raums platziert. Bei allen weiteren Wicklungsanzahlen in der obersten Lage

$n_{\text{letzteLage}}$, werden die Wicklungen gleichmäßig im Bereich zwischen b_{oben} und b_{unten} verteilt:

$$\rho_{T_{\text{Lagen,letzte},i}} = \pi + \frac{\pi}{4} - \rho_{\text{unten}} - (i - 1) * \left(\frac{\rho_{\text{oben}} - \rho_{\text{unten}}}{n_{\text{letzteLage}} - 1} \right) \quad 5-24$$

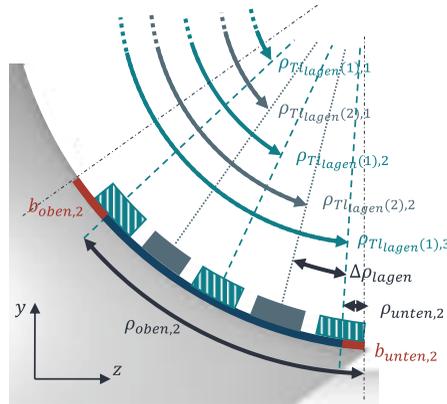


Abbildung 5-8: Aufteilung und Position der Wicklungen und Lagen bei einer Lagenteilung von $T_{\text{Lagen}} = (3,2)$ und einer Gesamtwicklungsanzahl $n_{\text{wick}} = 5$

5.3.2 Wickelpfade im Übergang von Quer- zu Längsprofil

Mit dem schrittweisen Algorithmus sowie den zugehörigen Anfangsbedingungen können die Wicklungen auf dem Flansch des Querprofils vollständig modelliert werden. Im Übergangsbereich, also dem Bereich zwischen Längs- und Querprofil, liegen die Wicklungen aufgrund des Sprungs durch die Wandstärke des Querprofils nicht auf der Oberfläche auf. Um dennoch einen kontinuierlichen Übergang zu gewährleisten, sollen die Ablegepfade auf einer gedachten Tangentialebene an das Längsprofil geodätisch weiter verlaufen. Für eine solche geodätische Fortführung der Wickelpfade im Übergangsbereich wird die Kurventangente im jeweils letzten Punkt der Querprofil-Pfade auf die gedachte Tangentialebene projiziert. Benötigt werden neben dem Anfangspunkt und der Anfangstangente, welche zugleich der Endpunkt und die Endtangente der Wickelpfade auf dem Flansch sind, der Normalvektor des Längsprofils. Dieser Normalvektor kann wie in Kapitel 2.1.1.1 beschrieben durch das Kreuzprodukt der Tangentenvektoren sowie mit Hilfe der Parametrisierung der Längsprofilfläche $F_{\text{längs}}$ berechnet werden (A_Mayer 2017, S. 39–40):

$$\vec{n}_{l\ddot{a}ngs} = \frac{\partial \vec{F}_{l\ddot{a}ngs}}{\partial \psi} \times \frac{\partial \vec{F}_{l\ddot{a}ngs}}{\partial \chi} \quad 5-25$$

Der Startpunkt und für den Normalvektor relevanten Punkt $P_{l\ddot{a}ngs,start}$ auf dem Längsprofil berechnet sich aus der Parametrisierung dieser Geometrie mit einer Substitution der globalen z-Koordinate des Endpunkts der Flanschwicklung. Mit diesem Normalvektor $n_{l\ddot{a}ngs}$ und dem Anfangspunkt $P_{l\ddot{a}ngs,start}$ kann die Tangente $t_{l\ddot{a}ngs,start}$ an das Längsprofil durch Lösen folgender Gleichung ermittelt werden:

$$0 = (\vec{P}_{flansch,ende} - \vec{P}_{l\ddot{a}ngs,start}) * \vec{n}_{l\ddot{a}ngs} \quad 5-26$$

Die Berechnung des doppelten Kreuzprodukts und anschließender Vektornormierung ergibt den Übergangsvektor $v_{\ddot{u}bergang}$ vom Anfangspunkt auf dem Längsprofil zum Endpunkt auf dem Flansch.

$$\vec{v}_{\ddot{u}bergang} = \frac{(\vec{n}_{l\ddot{a}ngs} \times \vec{t}_{l\ddot{a}ngs,start}) \times \vec{n}_{l\ddot{a}ngs}}{\|(\vec{n}_{l\ddot{a}ngs} \times \vec{t}_{l\ddot{a}ngs,start}) \times \vec{n}_{l\ddot{a}ngs}\|} \quad 5-27$$

Die entsprechende Übergangsgerade kann wie folgt abgeleitet werden:

$$\vec{g}_{\ddot{u}bergang} = \vec{P}_{quer,start} + a_{streckung} * \vec{v}_{\ddot{u}bergang} \quad 5-28$$

Der Parameter $a_{streckung}$ bezeichnet die Streckung der Übergangsgeraden und kann durch Einsetzen des Endpunkts einer Flanschwicklung berechnet werden.

Durch Ausnutzung von Symmetrien genügt es, bei rechtwinkligen Verbindungen je Wicklung nur eine Übergangsgerade zu berechnen und die übrigen durch Spiegelung an der x-y- und der y-z-Ebene unter Ausnutzung von Spiegelmatrizen (Formel 2-24) zu bestimmen. Ein Beispiel für die Modellierung der Übergangsgeraden bei $n_{wick} = 5$ Wicklungen und einer Wickellage ist in Abbildung 5-9 dargestellt.

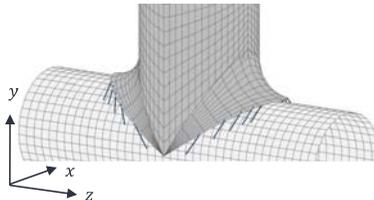


Abbildung 5-9: Darstellung möglicher Wicklungen im Übergangsbereich von Quer- zu Längsprofil (in Anlehnung an (A_Mayer 2017))

5.3.3 Wickelpfade auf dem Längsprofil

Die Wickelpfade auf dem Längsprofil werden ähnlich wie auch in (Li & Liang et al. 2007) mit einer kubischen Ansatzfunktion als Polynome dritten Grades in den Parametern des Längsprofils modelliert (A_Mayer 2017, S. 40–41):

$$\chi(\psi) = a_0 + a_1\psi + a_2\psi^2 + a_3\psi^3 \quad 5-29$$

Diese Funktion erlaubt eine Flexibilität in den Wickelmustern durch Abweichung von der ideal-geodätischen Kurve und ermöglicht gleichzeitig die Verbindung der Wickelpfade von einer Flanschseite zur gegenüberliegenden. Eine solche Verbindung wäre mit einer schrittweisen Weiterführung der Wickelpfade nicht möglich. Die Parameter der kubischen Funktion müssen für einen tangentialen Anschluss an die schon modellierten Pfade entsprechend gewählt werden. Dies erfordert zum einen die Übereinstimmung der Anfangstangente der Wickelpfade auf dem Längsprofil mit denen im Übergangsbereich und zum anderen die Übereinstimmung des Anfangspunkts der Längsprofilkurve mit dem Endpunkt der Übergangskurve. Zur Berechnung der Anfangsrichtung der kubischen Kurve muss der Richtungsvektor der Übergangskurve in den Koordinaten des Längsprofils ausgedrückt werden. Dies gelingt durch Einsetzen der Ansatzfunktion $\chi(\psi)$ in die Parametrisierung des Querprofils. Die Ableitung führt zur Tangente an die Fläche $F_{längs}$. Mit der Bedingung einer Übereinstimmung von Tangente und Richtungsvektor im Berührungspunkt zwischen Längsprofil und Übergangskurve, lässt sich $\chi'(\psi)$ berechnen. Aus der Gesamtheit der beiden Steigungsbedingungen sowie den zwei Übergangspunkten, können die Parameter der Ansatzfunktion eindeutig gewählt werden. (A_Mayer 2017, S. 40–41; Dackweiler & Mayer et al. 2019)

Die Modellierung der Wicklungen mittels kubischer Kurve auf dem Längsprofil in Kombination mit den Wickelpfaden im Übergangsbereich (Kapitel 5.3.2) und auf dem Flansch (Kapitel 5.3.1) bilden unter Ausnutzung von Symmetrien ein vollständiges Wickelmuster. In Abbildung 5-10 ist ein solches Wickelmuster einer rechtwinkligen Verbindung für eine Wicklungsanzahl $n_{wick} = 5$ und einer Lagenteilung von $T_{lAgen} = (3,2)$ (Abbildung 5-10 a) sowie für eine Verbindung mit 30° geneigtem Querprofil mit $n_{wick} = 7$ und einer Lagenteilung von $T_{lAgen} = (4,3)$ dargestellt (Abbildung 5-10 b). Darunter sind die jeweiligen Verläufe des Betrags der Rutschneigungen abgebildet.

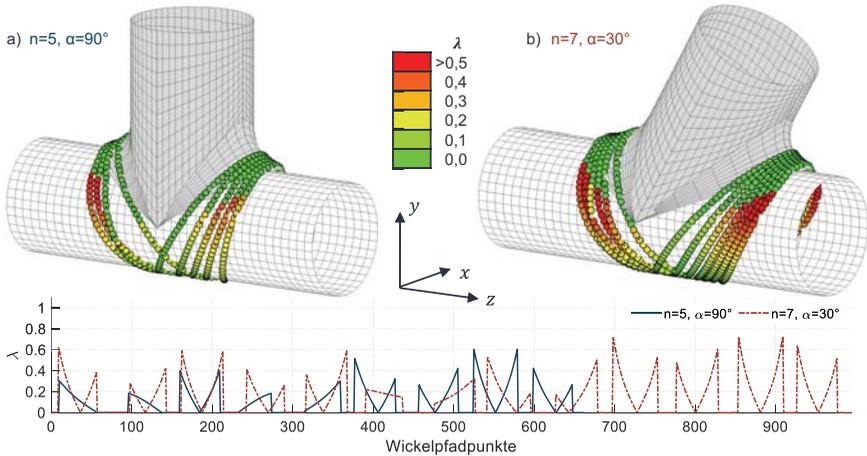


Abbildung 5-10: Modellierung einer Wicklung mit Darstellung des Betrags der örtlichen Rutschneigung a) $n_{wick} = 5, \alpha = 90^\circ$, b) $n_{wick} = 7, \alpha = 30^\circ$ (in Anlehnung an (Dackweiler & Mayer et al. 2019))

5.3.4 Optimierung der Wickelpfade hinsichtlich der Rutschneigung

Die Wickelpfade wie in Abbildung 5-10 dargestellt verlaufen auf dem Flansch des Querprofils auf rein geodätischen Kurven. Diese Zwangsbedingung führt aus Sicht des Krümmungsverhältnisses zu ungünstigen Endpunkten und -tangente am Übergang zum Längsprofil. Demensprechend weisen kubische Kurven, gebildet aus der Ansatzfunktion (Formel 5-29), hohe Krümmungen auf, um die jeweiligen Endpunkte auf zwei Seiten verbinden zu können. Liegt nun der Reibungskoeffizient zwischen den Wickelfasern und der Oberfläche unterhalb des maximalen Krümmungsverhältnisses auf dem Längsprofil, ist die Rutschsicherheit nicht mehr gegeben (Formel 2-26). Um dem entgegen zu wirken, können die Wickelpfade auf dem Flansch in mehreren Iterationen derart verändert werden, dass sie Übergänge erlauben, die geringere Krümmungsverhältnisse in den Längsprofilpfaden verursachen. Der qualitative Einfluss einer solchen Änderung der Pfade auf dem Flansch ist Abbildung 5-11 dargestellt.

Durch den schrittweisen Algorithmus zur Modellierung der Wickelpfade im Flanschbereich, lassen sich mit einer sukzessiven Änderung von λ in jedem Iterationsschritt optimierte, nicht-geodätische Pfade erzeugen (Kapitel 5.3.1). Entscheidend bei jedem Optimierungsumlauf sind dabei die Richtung und der Betrag der Abweichung der Kurve

von der geodätischen Linie. Das positive (λ_i^+) und negative (λ_i^-) Krümmungsverhältnis wird vorzeichenbehaftet definiert:

$$\lambda_i^+ > \lambda_i, \quad \lambda_i^- < \lambda_i,$$

5-30

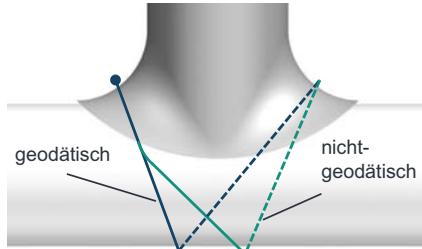


Abbildung 5-11: Qualitativer Einfluss der Wickelpfadänderung durch Ausnutzung nicht-geodätischer Kurven auf dem Flansch

In vier Teilbereiche (i) aufgeteilt ergeben die positiven und negativen Abweichungen vom idealen Krümmungsverhältnis ($\lambda = 0$) die Richtungsänderungen gemäß Abbildung 5-12.

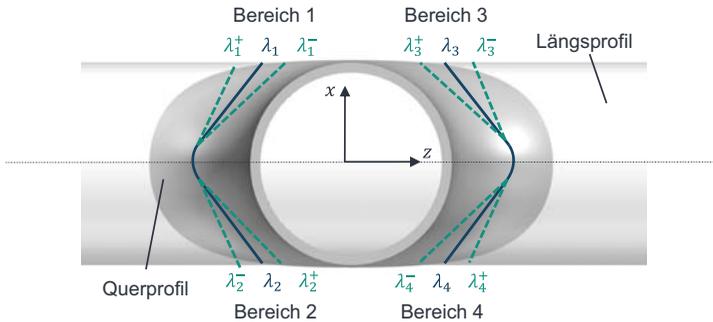


Abbildung 5-12: Aufteilung der Bereiche des Flansches mit Definition des Krümmungsverhältnisses in der Draufsicht

Mit dieser Definition lassen sich qualitativ vier Verläufe der Wickelpfadkurven auf dem Längsprofil in Bezug auf die Rutschneigung unterscheiden. Die vier Szenarien sind in Abbildung 5-13 aufgeführt und zeigen jeweils die Möglichkeiten der Verbindung zweier gegenüberliegender Endpunkte im Übergangsbereich und deren Auswirkung auf das

Krümmungsverhältnis. Gleichzeitig sind im unteren Bereich der Abbildung 5-13 die unterschiedlichen Pfade auf dem Längsprofil bei nicht-geodätischem Verlauf auf einer Ebene dargestellt. Grün markiert ist die Änderungsrichtung der Krümmung zum optimalen, geodätischen Pfad mit verschwindender Rutschneigung auf dem Längsprofil.

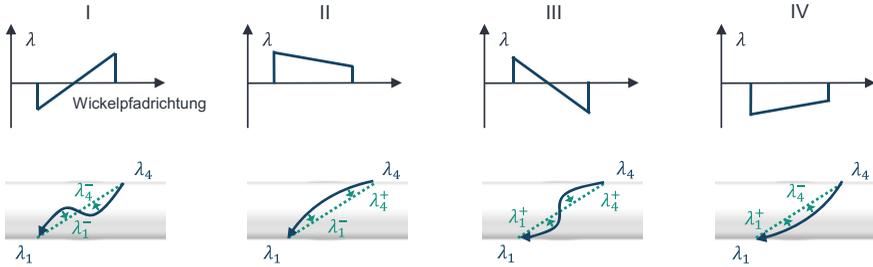


Abbildung 5-13: Möglichkeiten des qualitativen Wickelpfadverlaufs auf dem Längsprofil mit Auswirkung auf das Krümmungsverhältnis (oben: schematischer Verlauf von λ ; unten: Pfad des Längsprofils)

Mit Hilfe dieser Verläufe kann festgelegt werden, in welche Richtung die Pfade bei jeder Optimierungsiteration auf dem Flansch abweichen müssen, um den weiteren Verlauf auf dem Längsprofil zu begünstigen. Neben der reinen Richtung ist zusätzlich der Betrag der Abweichung des Krümmungsverhältnisses von der Idealkurve am Übergangsbereich von Quer- zu Längsprofil relevant für die Optimierung. Um die Rutschneigung der Wickelpfade auf dem Längsprofil nach dem Übergangsbereich zu optimieren, müssen zusätzlich die Abweichungen an beiden Enden $\lambda_{a,i}$ und $\lambda_{b,i}$ minimiert werden (Abbildung 5-14).

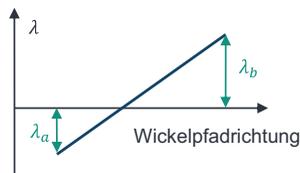


Abbildung 5-14: Quantifizierung des Krümmungsverhältnisses

Für ein gleichmäßiges Minimieren beider Enden in einer Iteration (i) können die Änderungsraten $v_{a,i}$ und $v_{b,i}$ in Abhängigkeit der Beträge der Krümmungsverhältnisse definiert werden:

$$\frac{v_{a,i}}{v_{b,i}} = \frac{|\lambda_{a,i}|}{|\lambda_{b,i}|} = V_{v,i} \quad 5-31$$

Je größer die Abweichung von der geodätischen Idealkurve ist, desto größer muss die Änderungsrate pro Optimierungsschleife sein. Als obere Grenze für diese Rate wird die maximale Schrittweite $v_{sw,max}$ in der Optimierung angegeben. Die Größe $V_{v,i}$ gibt das Verhältnis der Änderungsraten zueinander pro Iteration an.

Mit dem Wissen über die notwendige Änderungsrichtung des Pfades auf dem Flansch sowie dem notwendigen und zulässigen Änderungsbetrag pro Iteration, ist es möglich eine Optimierung der Rutschneigung auf dem Längsprofil durchzuführen. Diese Optimierung vernachlässigt allerdings den vorhandenen Reibungskoeffizienten μ_s (Formel 2-26) und führt dazu, dass die Rutschneigung im Bereich des Längsprofils auf null reduziert wird, während sie im Bereich des Flansches deutlich anwächst. Die Folge kann ein Überschreiten der maximalen Grenze auf dem Flansch und damit einhergehend ein Abrutschen der Fasern sein. Um dem entgegen zu wirken, wird zusätzlich der betragsmäßige Abstand der Rutschkoeffizienten $d_{a,i}$ und $d_{b,i}$ vom Grenzwert μ_s in jeder Iteration berücksichtigt:

$$\frac{v_{a,i}}{v_{b,i}} = \frac{|\lambda_{a,i}|}{|\lambda_{b,i}|} * \frac{|d_{a,i}|}{|d_{b,i}|} = V_{v,i} \quad 5-32$$

Diese Erweiterung führt zu einem Abbremsen der Änderungsrate bei Annäherung an den Grenzwert des Reibungskoeffizienten μ_s . Ist der Grenzwert erreicht, stoppt die Optimierung.

Die Rutschneigung am Ende der Flanschwicklungen lässt sich demnach pro Iteration wie folgt berechnen:

$$\lambda_{a,i}^{\pm} = \lambda_{a,i-1}^{\pm} \pm v_{sw,max} * \frac{v_{a,i}}{\max(v_{a,i}, v_{b,i})} \quad \text{mit } i \geq 2 \quad 5-33$$

$$\lambda_{b,i}^{\pm} = \lambda_{b,i-1}^{\pm} \pm v_{sw,max} * \frac{v_{b,i}}{\max(v_{a,i}, v_{b,i})} \quad \text{mit } i \geq 2 \quad 5-34$$

Mit dem Verhältnis der Änderungsraten $V_{v,i}$ ergibt sich:

$$\lambda_{a,i}^{\pm} = \lambda_{a,i-1}^{\pm} \pm v_{sw,max} * \frac{V_{v,i}}{\max(V_{v,i}, 1)} \quad \text{mit } i \geq 2 \quad 5-35$$

$$\lambda_{b,i}^{\pm} = \lambda_{b,i-1}^{\pm} \pm v_{sw,max} * \frac{1}{\max(V_{v,i}, 1)} \text{ mit } i \geq 2$$

5-36

Die vorgestellten Betrachtungen zum Optimierungsalgorithmus ermöglichen die iterative Anpassung der Wicklungen auf dem Flansch und dem Längsprofil mit dem Ziel gesamtheitlich unterhalb des Grenzwerts des Reibungskoeffizienten für eine vorliegende Reibpaarung zu bleiben. Der vollständige Modellierungs- und Optimierungsablauf ist in Abbildung 5-15 dargestellt.

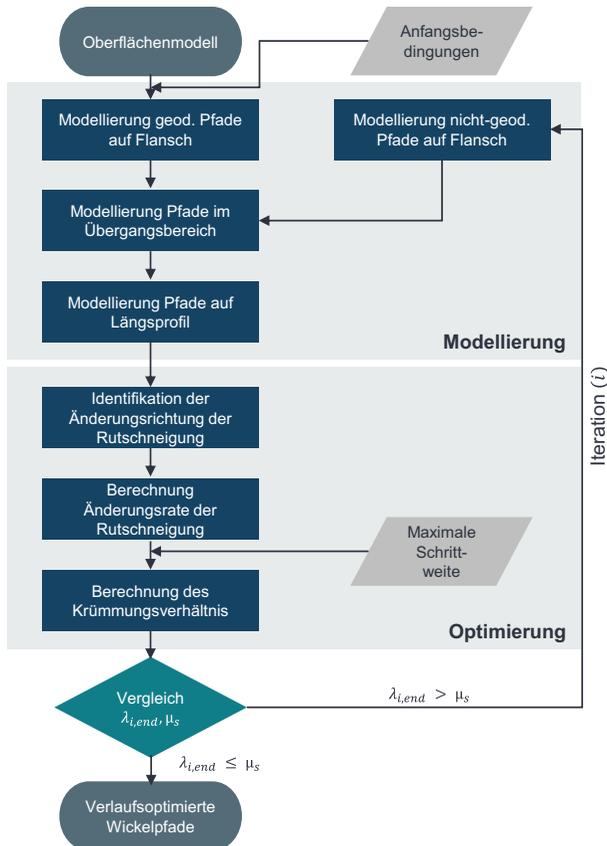


Abbildung 5-15: Zusammenfassung des Modellierungs- und Simulationsablauf

In Abbildung 5-16 sind ein nicht-optimiertes und ein optimiertes *V-Wickelmuster* für eine Wicklungsanzahl $n_{wick} = 5$ und einer Lagenteilung von $Tl_{lagen} = (3,2)$ gegenübergestellt.

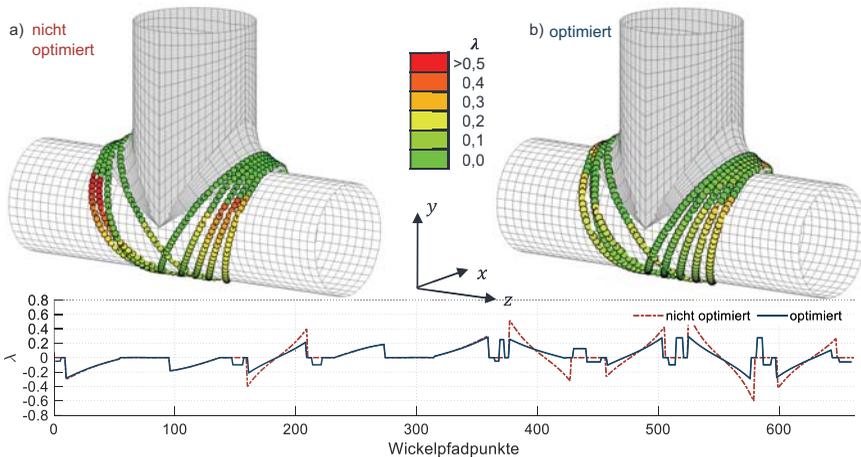


Abbildung 5-16: Vergleich a) nicht-optimierte, b) optimierte Wicklungen ($\lambda_{max} = 0,3$; $n_{wick} = 5$; $Tl_{lagen} = (3,2)$)

5.3.5 Wickelmuster

In manuellen Wickelversuchen lassen sich Verbindungen mit unterschiedlichen Wickelmustern herstellen (Kapitel 4.2). Um diese Varianz auch in einem automatisierten Prozess erzielen zu können, ist eine entsprechende Anpassung der bisher vorgestellten Modellierung notwendig. Entscheidend für die Ausprägung eines Wickelmusters in der Modellierung ist die Schnittstelle zwischen den Wicklungen auf dem Längsprofil und denen im Übergangsbereich. Durch eine gezielte Wahl des Start- und Endpunkts sowie der Start- und Endsteigung für die kubische Ansatzfunktion (Formel 5-29) können die globalen Wickelmuster in ihrer Ausprägung beeinflusst werden. Die Schemata zur Verbindung der Wickelpfadenden nach der Modellierung des Übergangsbereichs am Flansch sind in Abbildung 5-17 dargestellt.

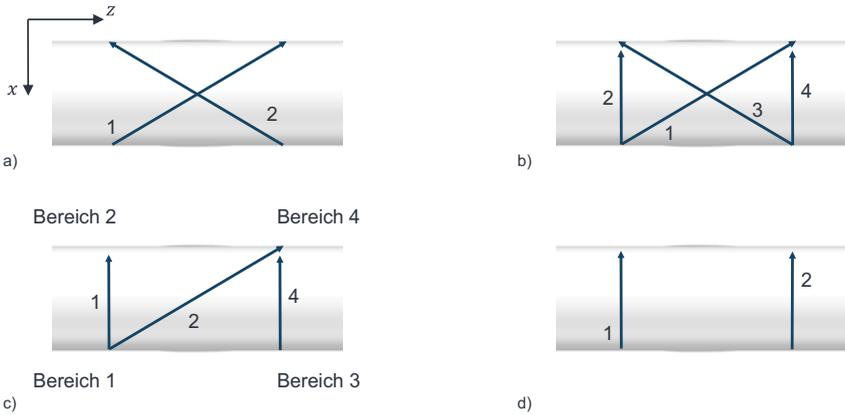


Abbildung 5-17: Schema zum Verbinden der Wickelpfadenden am Flansch zur Erzeugung globaler Wickelmuster a) V-Wickelmuster, b) X-Wickelmuster, c) I-Wickelmuster, d) I-Wickelmuster mit Seitenwechsel)

Die jeweiligen Verbindungspunkte werden zusammen mit den Steigungen am Anfang und am Ende zur Erzeugung der Wickelpfade auf dem Längsprofil genutzt. In einem iterativen Optimierungsverfahren (Kapitel 5.3.4) werden anschließend die Kurven auf dem Flansch derart angepasst, dass das Krümmungsverhältnis im Bereich rund um den Übergang von Quer- zu Längsprofil unterhalb des angegebenen Grenzwerts liegt.

Innerhalb eines Wickelmusters ist eine globale Variation analog zur globalen Änderung durch die Verbindung unterschiedlicher Endpunkte der Flanschwicklungen möglich. Abbildung 5-18 beschreibt eine mögliche Variation innerhalb des V-Wickelmusters.

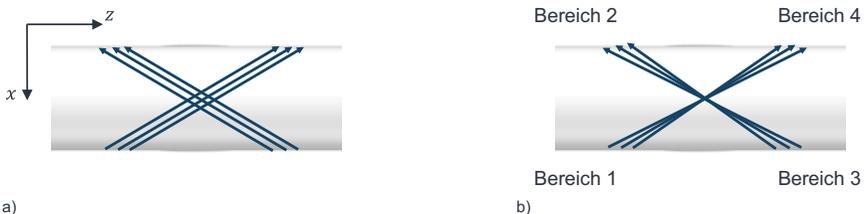


Abbildung 5-18: Möglichkeiten der Verbindung von Wickelpfadenden am Flansch zur lokalen Variation des V-Wickelmusters

Die vollständige Modellierung globaler Wickelmuster mit 5 Wicklungen ($n_{wick} = 5$), zwei Lagen ($n_{Lagen} = 2$) und einer Lagenteilung $Tl_{Lagen} = (3,2)$ ist in Abbildung 5-19 dargestellt.

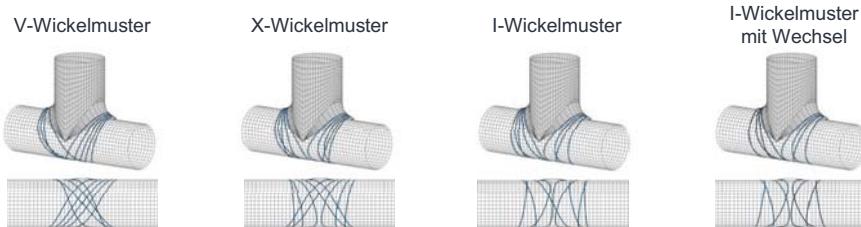


Abbildung 5-19: Modellierung globaler Wickelmuster mit 5 Wicklungen ($n_{wick} = 5$), zwei Lagen ($n_{lagen} = 2$) und einer Lagenteilung $Tl_{lagen} = (3,2)$

Die benötigte Roving- beziehungsweise Faserlänge $l_{sum,F}$ für ein jeweiliges Wickelmuster stellt eine Kenngröße bei der Prozessplanung dar und kann mit Hilfe des Wickelpfadmodells aus den Abständen der einzelnen Kurvenpunkte (x_i, y_i, z_i) sowie der Anzahl an Wickelpfadpunkten n_{kp} bereits frühzeitig abgeschätzt werden:

$$l_{sum,F} = \sum_{i=1}^{n_{wp}-1} \sqrt{(x_{i+1} - x_i)^2 + (y_{i+1} - y_i)^2 + (z_{i+1} - z_i)^2} \quad 5-37$$

Die Diskretisierung der Pfade zusammen mit der gewählten Schrittweite zwischen den einzelnen Punkten beeinflusst die Abweichung vom realen Wickelpfadverlauf und schränkt somit die Genauigkeit in der Abschätzung der Faserlänge ein (Kapitel 5.3.1).

5.4 Methodik zur FEM-Simulation der Wickelverbindung

Das Modul und die Methodik zur Simulation der Wickelverbindung basiert auf den modellierten Wickelpfaden mit zugehöriger Geometrie (Abbildung 5-20). Ziel ist die Erarbeitung einer Vorgehensweise zum automatisierten Modellaufbau für eine FEM-basierte Simulation der Fügeverbindung. Darüber hinaus solle eine Methodik abgeleitet werden, um die Simulationsergebnisse in die Wickelpfadmodellierung zu integrieren, mit dem Ziel eine lastabhängige Festigkeitsoptimierung der Wickelverbindung zu ermöglichen. Die grundsätzliche Tragfähigkeitsuntersuchung der Verbindung mittels FEM-Simulation ist aufgrund der noch zu erarbeitenden Materialmodelle und Versagenscharakteristika nicht Bestandteil dieser Arbeit.

Die Umsetzung der Methodik erfolgt mittels mehrerer in *Python* programmierter Skripte, welche aus *Matlab R2019a* heraus in *Abaqus CAE* gestartet werden. Im Folgenden wird in Anlehnung an (A_Scheid 2018) zunächst der Aufbau des Simulationsmodells und anschließend der Simulationsablauf sowie die Methodik zur Optimierung der Wickelverbindung vorgestellt.

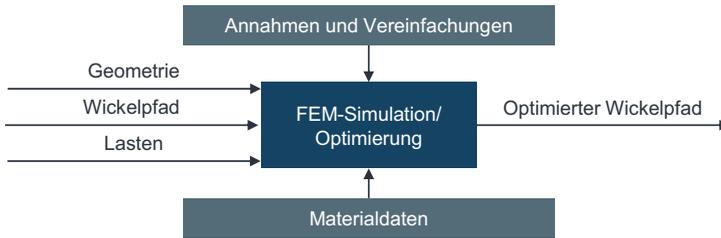


Abbildung 5-20: Ein- und Ausgangsparameter für die Simulation und Optimierung der Wickelverbindung

5.4.1 Aufbau des FEM-Simulationsmodells

Ähnlich zum Wickelpfadmodell, besteht das *FEM*-Simulationsmodell aus den beiden Grundgeometrien des Längsprofils und Querprofils mit den Flanschflächen. Das Längsprofil wird analog zu Formel 5-1 erzeugt. Die Flanschflächen des Querprofils werden mittels des *Abaqus CAE* internen Verrundungswerkzeugs modelliert. Die Grenzen des Flansches, welche nicht formell (wie in Formel 5-10 und 5-11) angegeben werden können, werden durch eine lineare Diskretisierung des Winkels ϱ erzeugt. Somit ist es möglich für jeden Winkel ϱ der Diskretisierung einen eindeutigen Winkel ρ zu bestimmen, durch welchen der äußere Rand der Flanschfläche beschrieben wird. Die diskreten Punkte werden anschließend über Spline-Linien verbunden. Sie dienen dazu den durch die Verrundung verursachten, überstehenden Teil des Flansches durch einen linear ausgetragenen Schnitt zu entfernen (Abbildung 5-21). Sowohl das Längs- als auch das Querprofil werden, anders als bei der Wickelpfadmodellierung, als Volumenkörper mit diskreter Wandstärke modelliert, um die Wechselwirkung beider Komponenten besser abbilden zu können. (A_Scheid 2018, S. 35–37)



Abbildung 5-21: Modellierung des Querprofils in Abaqus CAE (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))

Die Vernetzung des Längsprofils erfolgt mit der sogenannten *Swept-Mesh* Technik, welche sich für einfache, regelmäßige Geometrien eignet. Dabei werden Elementknoten auf einer Bauteilseite erzeugt und anschließend entlang der Bauteildicke fortgeführt bis die Zielseite erreicht ist. Die so entstandenen Knoten werden zu einem kontinuierlichen Netz aus viereckigen Prismenelementen verbunden. Das komplexere Querprofil wird mittels der *free-Mesh* Technik vernetzt, welches kein definiertes Netzmuster vorgibt und somit flexibler ist. Dies erlaubt die Vernetzung von gekrümmten Oberflächen mittels tetraederförmiger Elemente, verschlechtert aber gleichzeitig die Gesamtqualität des Simulationsergebnisses. In zukünftigen Untersuchungen zur *FEM*-Simulation muss daher das Vernetzen der komplexen Flanschgeometrie genauer betrachtet werden. (A_Scheid 2018, S. 60–61)

Die Anzahl an Knoten pro Kante wird bei der Vernetzung initial vorgegeben und definiert die Elementgröße. Zusätzlich wird ein Faktor zur Netzverfeinerung angegeben, welcher eine definierte Abweichung von der Zielelementgröße zulässt. (A_Scheid 2018, S. 60)

Die Wechselwirkung der beiden Profile untereinander, beispielsweise bei Druckbelastungen oder einem Verkippen durch aufgebraachte Lasten, wird durch entsprechende Interaktionsbedingungen nachgebildet. In Normalenrichtung der Längsprofiloberfläche wird im Model ein *Hard-Contact* angenommen. Dieser verhindert das Durchdringen der beiden Körper bei Belastungen zueinander, erlaubt gleichzeitig aber das Trennen der Komponenten bei Zugbelastung. In tangentialer Richtung wird eine Reibung nach dem Coulombschen Reibungsgesetz mit definiertem Reibungskoeffizienten angenommen. (A_Scheid 2018, S. 52–53)

Die Wicklungen werden durch eindimensionale Balkenelemente modelliert. Grundlage dieser Elemente bilden Verbindungsgeraden zwischen den einzelnen Punkten der diskretisierten Wickelpfade (Modellierung siehe Kapitel 5.3). Um den eindimensionalen

Pfaden (Abbildung 5-22 a) dreidimensionale Eigenschaften zu geben, wird den Balkenelementen im Querschnitt ein virtuelles Rechteckprofil zugewiesen, welches den ungefähren Querschnittsmaßen des verwendeten Rovings entspricht (Abbildung 5-22 b). Somit ist es möglich eine virtuelle Breite und Dicke der Wicklung zu erzeugen. (A_Scheid 2018, S. 38–39)

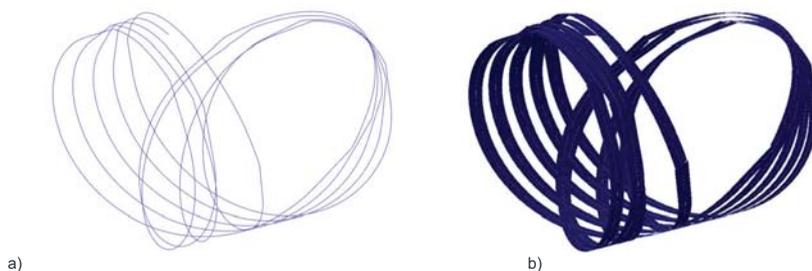


Abbildung 5-22: Vernetzung der Wickelpfade a) ohne räumliche Ausdehnung, b) mit virtueller, räumlicher Ausdehnung (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))

Die Interaktion der Wicklungen mit den Profiloberflächen wird mittels einer Klebeverbindung nachgebildet. Die Kontaktinteraktion *SurfaceToSurfaceContact* in Verbindung mit der Eigenschaft *CohesiveBehavior* und der Zuweisung von Steifigkeitswerten in tangentialer und normaler Richtung simuliert das Verhalten der ausgehärteten Matrix. Um die einzelnen Punkte der diskretisierten Wicklungen im automatisierten Modellaufbau ausschließlich mit der jeweils zugehörigen Profilfläche zu verbinden, ist ein geeigneter Suchalgorithmus notwendig. Ausgehend von dem Mittelpunkt einer Wickelpfadkante werden in einem kugelförmigen Umkreis mit vorgegebener Toleranz Kanten von Profiloberflächen mit der Funktion *getByBoundingSphere* gesucht. Wird eine Kante gefunden, kann diese über die kartesischen Koordinaten einer Profilgeometrie zugeordnet und die Verklebung modelliert werden. Lassen sich keine Kanten im Suchbereich finden, wird die Suchtoleranz erhöht (Abbildung 5-23). Werden zu viele Kanten gleichzeitig detektiert, verringert der Algorithmus automatisch die Toleranz. Mit Hilfe dieses Vorgehens ist es möglich jeden diskreten Punkt des Wickelpfads einer Profiloberfläche zuzuweisen. (A_Scheid 2018, S. 58–59)

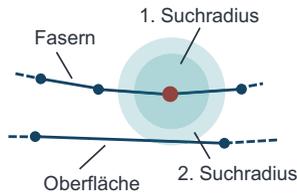


Abbildung 5-23: Schematische Darstellung der Suchmethodik zur automatisierten Erzeugung der Klebeinteraktion (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))

Die Belastungen in Form von Zug-, Druck- und Seitenkräften auf das Querprofil können sowohl in einem ortsfesten, als auch in einem profilbezogenen Koordinatensystem angegeben werden (Abbildung 5-24). Die simulierten Kräfte werden als rein statisch angenommen und greifen zentrisch als *ConcentratedForce* am Ende des Querprofils an. (A_Scheid 2018, S. 50)

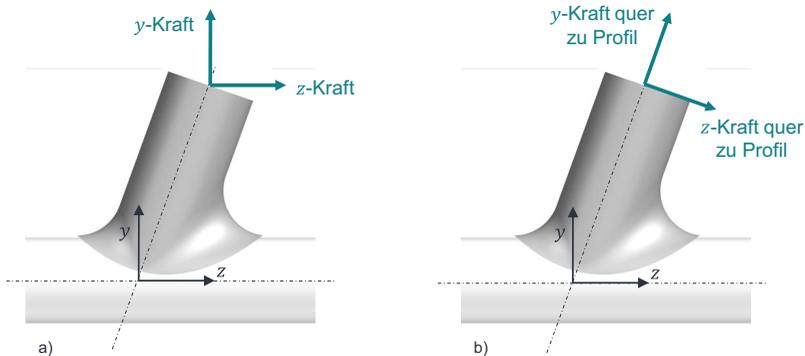


Abbildung 5-24: Richtung der Kräfte im a) ortsfesten Koordinatensystem, b) im profilbezogenem Koordinatensystem (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))

Die Lagerung der Profile im Raum ist mittels fester Einspannungen an beiden Längsprofilenden realisiert. Hierbei werden sowohl alle rotatorischen als auch translatorischen Freiheitsgrade eingeschränkt (Abbildung 5-25).

Der Fokus der vorliegenden Arbeit liegt auf der Methodik und dem automatisierten Modellaufbau der *FEM*-Simulation der Wickelverbindung. Die Identifikation der vorherrschenden Versagenscharakteristika sowie Materialmodelle benötigt zusätzliche experimentelle Untersuchungen und wird nicht näher untersucht. Um dennoch Simulationen durchzuführen zu ermöglichen und somit die grundlegende Funktionsfähigkeit der Methodik

verifizieren zu können kann ein vereinfachtes, homogenes und isotropes Materialmodell für die Profile und die Wicklungen angenommen werden. Diese Vereinfachung führt zu einer Abweichung von dem realen Verhalten anisotroper Verbundstrukturen aus Endlosfasern und dient daher nicht zur Bewertung der Tragfähigkeit der Verbindung, ermöglicht jedoch erste qualitative Aussagen über die Güte der Simulation.

Das vollständig, automatisiert vernetzte Modell der Fügezone inklusive der Wicklungen ist in Abbildung 5-25 dargestellt.

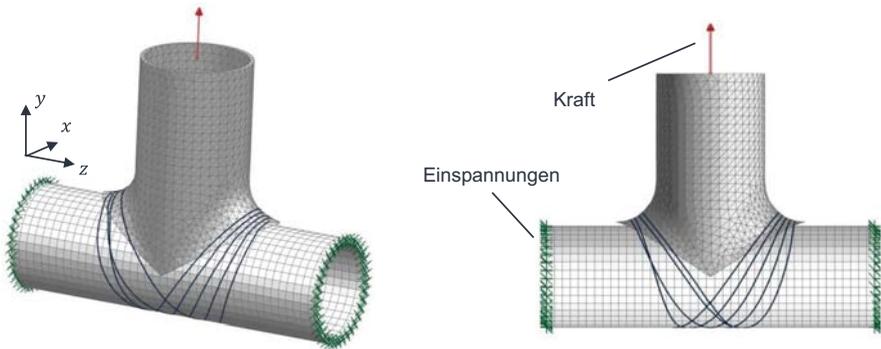


Abbildung 5-25: Vollständig vernetztes Simulationsmodell (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))

Weiterführende Ausführungen zum Modellaufbau und der Implementierung mittels *Python*-Skripten sind in (A_Scheid 2018) zu finden.

5.4.2 Simulative Optimierung der Fügeverbindung

Die vorgestellte Methodik zum Modellaufbau ermöglicht die automatisierte Simulation der Wickelverbindung. Als Ergebnis liegen die bei Belastung auftretenden, maximalen Vergleichsspannungen σ_{FEM} und Steifigkeiten E_{FEM} in der Verbindung vor. Diese Informationen zusammen mit den Anforderungen an die mechanische Tragfähigkeit erlauben die Durchführung einer Optimierung der Wickelpfade. Der Pseudocode des zugehörigen Optimierungsalgorithmus zur Reduktion der Nachgiebigkeiten beziehungsweise Erreichen einer geforderten Steifigkeit der Verbindung lautet wie folgt:

```

1   While  $E_{FEM} <$  Optimierungsgrenzen
2        $n_{FEM} = n_{FEM} + 1$ ;
3       [ $Pfad_{neu}$ ] = Pfad modellieren( $n_{FEM}$ );
4       [ $E_{FEM}$ ] = FEM_Simulation( $Pfad_{neu}$ );
5   End

```

Grundlage des iterativen Vorgehens bildet eine Schleife in welcher nach jedem Durchlauf überprüft wird, ob Steifigkeit der Verbindung E_{FEM} , bei aufgetragenen Lasten, unterhalb des minimal zulässigen Werts liegt. Der zulässige Wert wird als Optimierungsgrenze bezeichnet. Tritt ein Unterschreiten auf, wird das Modul der Wickelpfadmodellierung (Kapitel 5.3) mit einer zusätzlichen Umwicklung erneut durchgeführt. Eine weitere FEM-Simulation gibt Aufschluss über die Steifigkeit der verstärkten Wicklungen und löst gegebenenfalls eine zusätzliche Iterationsschleife aus. In Abbildung 5-26 ist der gesamte Ablauf des Optimierungsmoduls hinsichtlich des Erreichens einer geforderten Steifigkeit schematisch dargestellt.

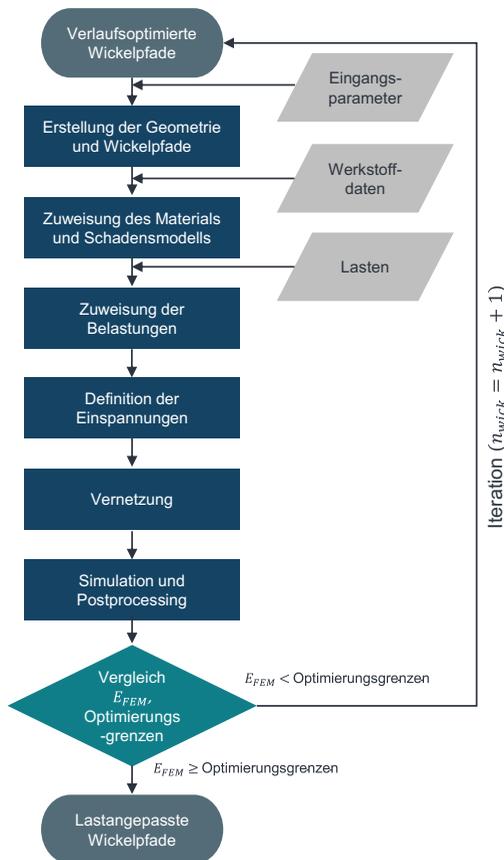


Abbildung 5-26: Ablaufschema für die Optimierung der Wickelpfade hinsichtlich maximaler erlaubter Verformung

Liegt die Steifigkeit der Verbindung bereits bei der initialen Simulation oberhalb der Optimierungsgrenze, so findet eine iterative Reduktion der Wicklungen bis zum Unterschreiten der Grenze statt. Somit kann der Leichtbaugrad erhöht und gleichzeitig Ressourcen geschont werden. Eine Optimierung hinsichtlich der Festigkeit der Verbindung erfolgt analog. Hierbei werden in jeder Iterationsschleife die für das zugehörige Versagenskriterium relevanten Vergleichsspannungen mit den maximal ertragbaren Spannungen verglichen und gegebenenfalls die Anzahl an Wicklungen erhöht oder reduziert.

5.5 Kinematik

Das Modul zur Modellierung der Bewegungen des Fügewickelprozesses basiert auf der Geometrie der Wickeleinheit und des Vertikal-Knickarm-Roboters sowie den modellierten Wickelpfadverläufen (Kapitel 5.3). Zusammen mit den getroffenen Annahmen (Kapitel 5.1) und Algorithmen zur Kollisionsvermeidung lässt sich ein Bewegungsmodell ableiten, welches die Robotergelenkwinkel und den Rotationswinkel der Wickeleinheit für jeden einzelnen Pfadpunkt ausgibt (Abbildung 5-27).

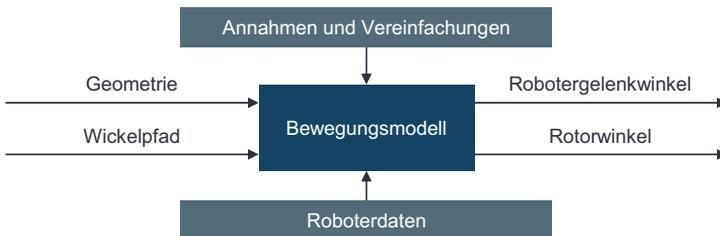


Abbildung 5-27: Ein- und Ausgangsparameter für die Modellierung der Wickelbewegungen (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

In den folgenden Abschnitten werden in Anlehnung an (A_Gündisch 2018) der Modelaufbau sowie die Algorithmen zur Ermittlung kollisionsfreier Wickelbewegungen vorgestellt.

5.5.1 Geometrie der Wickeleinheit

Die Wickeleinheit wird von einem Vertikal-Knickarm-Roboter mit sechs Achsen im Raum bewegt. Dementsprechend können aufgrund der sechs Freiheitsgrade und unter Berücksichtigung des maximalen Arbeitsraums jegliche Lagen im Raum vom Endeffektor mit einer definierten Orientierung erreicht werden. Die Rotationsachse des Wickel-

rings stellt einen zusätzlichen Freiheitsgrad dar. Eine geeignete Modellierung der Kinematik ermöglicht überhaupt erst die Faserablage und erlaubt gleichzeitig die Synchronisierung der Bewegungen des Wickelrings und des Roboters zur Vermeidung von Kollisionen während des Prozesses.

Zur Beschreibung des kinematischen Modells wird ein Objektkoordinatensystem x_O, y_O, z_O sowie ein Werkzeugkoordinatensystem des Endeffektors x_{wz}, y_{wz}, z_{wz} eingeführt (Abbildung 5-28). Mit dem Objektkoordinatensystem ist in Anlehnung an die Modellierung der Oberflächengeometrie (Kapitel 5.2) eine Beschreibung der Profile möglich. Hierbei zeigt die y_O -Achse in Richtung des Querprofils, die z_O -Achse entlang des Längsprofils. Bei dem Objektkoordinatensystem handelt es sich um ein Rechtssystem, welches das Weltkoordinatensystem der Kinematik darstellt (Kapitel 2.4.1). Im Werkzeugkoordinatensystem fallen die z_{wz} -Achse und die Rotationsachse des Rotors zusammen. Die von den Vektoren y_{wz} und z_{wz} aufgespannte Ebene schneidet den Mittelpunkt des Fadenauges des Wickelrings, von welchem aus die Fasern zur Fügezone geführt werden. Die y_{wz} -Achse zeigt in Richtung der Mitte der Öffnung des Stators. Während des Wickelprozesses kann die Position des Werkzeugkoordinatensystems gegenüber dem Objektkoordinatensystem mit dem Parameter z_{wr} in translatorische Richtung und φ in rotatorische Richtung (Kippwinkel) um die x_{wz} -Achse beschrieben werden. Diese Beschreibung ist sowohl für die Implementierung der Faserablage, als auch zur Definition der Kollisionsvermeidungsmethodik notwendig. Der Winkel θ gibt die Drehung des Rotors gegenüber des Stators, ausgehend von der y_{wz} -Achse, an. Die Drehrichtung des Rotors wird in mathematisch negative Richtung angenommen. Das Werkzeugkoordinatensystem ist starr an den Stator gekoppelt und ändert sich daher bei einer Rotorbewegung nicht. Mit Hilfe der ZYX-Eulerkonvention (Tabelle 2-1) lässt sich die Lage des Stators gegenüber des Weltkoordinatensystems eindeutig beschreiben: (A_Gündisch 2018, S. 30–31)

$$\vec{L}_{wr} = (0 \ 0 \ z_{wr} \ 0 \ 0 \ \varphi)^T \quad 5-38$$

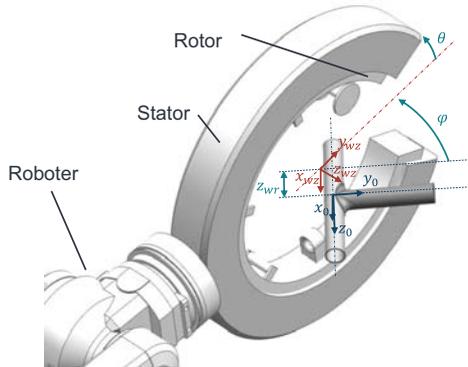


Abbildung 5-28: Objekt-Werkzeugkoordinatensystem (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Grundlegend können die notwendigen Bewegungen des Endeffektors, der Wickeleinheit, auf eine Rotation um die x_0 -Achse sowie eine Translation entlang der z_0 -Achse beschränkt werden (Abbildung 5-29). Der Wickelwinkel α_{wr} beschreibt die Drehung des Wickelrings um die x_0 -Achse. Ein positiver Wert gleicht einer Drehung aus der Nullstellung um die x_0 -Achse in positiver Richtung, ein negativer Wert einer Drehung aus der Nullstellung um die x_0 -Achse in negativer Richtung. Mit einer Überlagerung aus rotatorischen und translatorischen Bewegungen kann eine Vielzahl an Wickelmustern realisiert werden. (A_Gündisch 2018, S. 30)

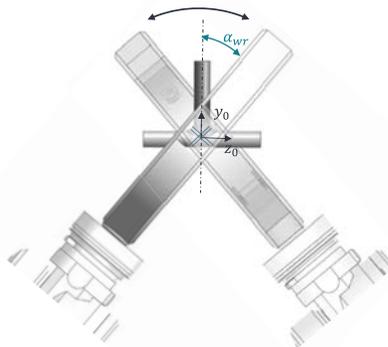


Abbildung 5-29: Grundlegende Endeffektorbewegungen beim Fügewickeln (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Unter Zuhilfenahme der modellierten Wicklungen (Kapitel 5.3) lässt sich der Wickelwinkel α_{wr} für beliebige Punkte des Pfads mittels Rückwärtsdifferenzen annähern. Mit der

Anzahl an Wickelpfadpunkten n_{wp} gilt für einen beliebigen Punkt $P_i(x_i, y_i, z_i)$ mit $2 < i < n_{wp}$:

$$\alpha_{wr,i} = \tan^{-1} \left(\frac{z_i - z_{i-1}}{\sqrt{(x_i - x_{i-1})^2 + (y_i - y_{i-1})^2}} \right) \quad 5-39$$

Soll die Ablage der Fasern stets in der x_{wz} - y_{wz} -Ebene stattfinden, muss die Tangente an einem Punkt des Wickelpfads zunächst in die y_{wz} - z_{wz} -Ebene projiziert und anschließend der Winkel zur y_{wz} -Achse bestimmt werden:

$$\alpha_{wr,yz,i} = \tan^{-1} \left(\frac{z_i - z_{i-1}}{y_i - y_{i-1}} \right) \quad 5-40$$

Da der Wickelpfad am Längsprofil durch die Ansatzfunktion den Verlauf eines Polynoms dritten Grades aufweist (siehe Kapitel 5.3.3), treten Wickelwinkel $\alpha_{wr,yz}$ bis zu $90^\circ (= \pi / 2)$ auf (Abbildung 5-30). Dies würde mit der Annahme $\varphi = \alpha_{wr,yz}$ zu Kollisionen des Wickelrings mit dem Längsprofil führen. Um dies zu vermeiden wird ein Verlauf der Ablagetangente außerhalb der Wickelring-Ebene x_{wz} - y_{wz} zugelassen. Demnach liegt der Punkt der Faserablage in den Grenzbereichen außerhalb des Zentrums der Wickeleinheit (Verschiebung auf der z -Achse), was in geringeren Wickelwinkeln α_{wr} resultiert. (A_Gündisch 2018, S. 31–32)

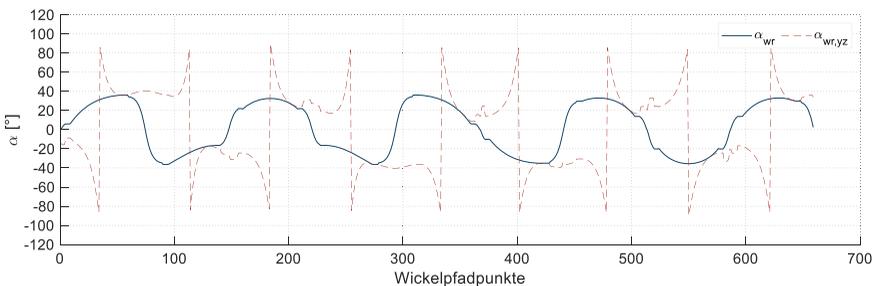


Abbildung 5-30: Exemplarischer Verlauf der Wickelwinkel α_{wr} und $\alpha_{wr,yz}$ für drei Umwicklungen ($n_{wick} = 5$) (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Das ringförmige Fadenauge, welches die Fasern tangential zu den Profilen führt, wird vereinfacht als Punkt modelliert. Dieser besitzt den Abstand r_{wr} von der z_{wz} -Achse und liegt in der x_{wz} - y_{wz} -Ebene. Die Orientierung des Fadenauges am Umfang des Rotors wird mit der Konstruktion festgelegt. Der hierfür optimale Wert hängt vom Wickelmuster

des Prozesses ab, da der Wickelring nur kollisionsfrei über das Querprofil schwenken und somit das Wickelmuster herstellen kann, wenn sich die Öffnungen von Rotor und Stator überschneiden. Beim *V-Wickelmuster* (Kapitel 4.2) ändert sich die Ebene in der die Wicklung verläuft und somit die Seite gewechselt werden muss bei $x_o = 0$ und $y_o < 0$. Dieser Bereich befindet sich gegenüberliegend vom Querprofil am Längsprofil. Für die theoretisch optimale Orientierung des Fadenauges beim Wickeln des *V-Wickelmusters* folgt daher:

$$\theta_{fa,opt} = \frac{3}{2} * \pi - \left(\tan^{-1} \left(\frac{r + w}{\sqrt{r_{fa}^2 - r^2}} \right) \right) \quad 5-41$$

Hierbei entspricht r dem Längsprofil-Radius und r_{fa} dem Abstand vom Fadenauge zum *TCP* in der Mitte des Rotors. In Abbildung 5-31 a ist die Geometriebetrachtung zur Ermittlung der Fadenaugenorientierung dargestellt. (A_Gündisch 2018, S. 32–33)

Der Arbeitsraum des Wickelrings definiert den Raum, in dem sich die Profile für ein kollisionsfreies Fügen befinden müssen. Dieser Bereich hängt maßgeblich von der Konstruktion des Rotors und den daran montierten Modulen ab. Dementsprechend setzt sich der Kollisionsraum aus der Rotorgrundstruktur sowie den nach innen ragenden Elementen wie Fadenauge oder Faserspule zusammen. Vereinfacht wird dieser Raum durch einen Rotationskörper mit rechteckigem Querschnitt modelliert (Abbildung 5-31 b). Der Innenradius $r_{wr,i}$ wird durch den Punkt mit minimalem Abstand zur z_{wz} -Achse definiert. Der Außenradius $r_{wr,a}$ entspricht dem Außenradius der Rotorgrundstruktur. Die halbe Breite $b_{wr}/2$ des Kollisionsraums wird durch den Punkt mit dem maximalen Abstand von der x_{wz} - y_{wz} -Ebene festgelegt.

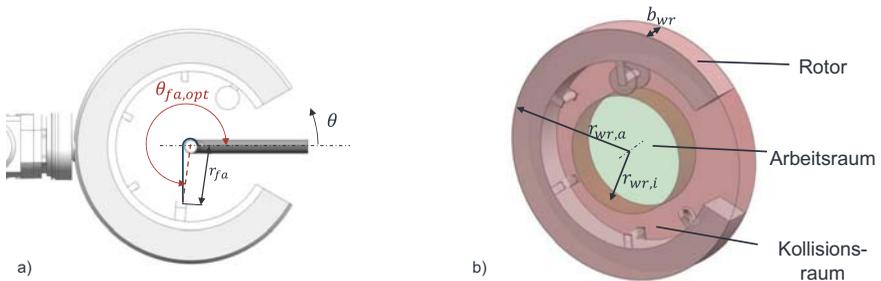


Abbildung 5-31: a) Bestimmung der optimalen Orientierung des Fadenauges, b) Arbeitsraum und Kollisionsraum des Rotors (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

5.5.2 Geometrie des Vertikal-Knickarm-Roboters mit zusätzlicher Drehachse

Die Wickeleinheit wird im Rahmen dieser Arbeit von einem 6-Achs Vertikal-Knickarm-Roboter des Herstellers *KUKA AG* vom Typ *KR180 R2500 extra* bewegt (Spezifikationen siehe Anhang B). Die zugehörige Kinematik wird mit Hilfe der *Matlab Robotics System Toolbox* im *Unified Robot Description Format (URDF)* beschrieben. Dieses maschinenlesbare Format basiert auf der *Extensible Markup Language (XML)* zur hierarchischen Darstellung von Strukturen (Kang & Kim et al. 2019).

Als Weltkoordinatensystem des Roboters wird das Objektkoordinatensystem der Profile angenommen. Die einzelnen Elemente des Roboters werden über Gelenke *joint* beschrieben, welche über *child*- und *parent*-Beziehungen (*link*) miteinander verknüpft sind. Der Gelenktyp *revolute* entspricht einem Drehgelenk mit einem einzigen Freiheitsgrad, welcher durch die Vorgabe der Bewegungsachse *axis* definiert wird. Die geschwindigkeits- und Bewegungsgrenzen des Roboters werden entsprechend des Datenblatts als *limit* angegeben. Die Orientierung und Verschiebung der einzelnen Roboter-elemente zueinander ist mittels der *Denavit-Hartenberg* Transformation realisiert und in der *roll-pitch-yaw*-Konvention (*ZYX*-Konvention, siehe Tabelle 2-1) angegeben. Nachfolgend ist die Beschreibung des ersten Gelenks im *URDF* dargestellt. Alle weiteren Elemente des Roboters werden analog modelliert. (A_Gündisch 2018, S. 40–44)

```

1   <joint name="joint1" type="revolute">
2     <origin rpy="0 0 0" xyz="0 0 0"/>
3     <parent link="link0"/>
4     <child link="link1"/>
5     <axis xyz="1 0 0" />
6     <limit      effort="300.0"      lower="-3.228859"      upper="3.228859"
       velocity="2.147" />
7   </joint>
8   <link name="link1">
9     <visual>
10    <origin rpy="1.5707963 0 1.5707963" xyz="0 0 0"/>
11    <geometry>
12      <mesh filename="visuals/kr180 r2500 extra lnk1.stl"/>
13    </geometry>
14    <material name="Orange"/>
15  </visual>
16 </link>

```

Die *Denavit-Hartenberg* Transformation dient zur Überführung von Koordinatensystemen in kinematische Ketten. Die *Denavit-Hartenberg* Parameter (*DH* Parameter, Abbildung 5-32) für die verwendete Kinematik sind in Tabelle 5-1 aufgeführt.

Tabelle 5-1. *DH* Parameter für KUKA AG KR180 R2500 extra

i	$\theta_{dh,i}$	$\alpha_{dh,i}$	$a_{dh,i}$	$d_{dh,i}$
2	0 rad	$-\pi / 2$ rad	350 mm	675 mm
3	$-\pi / 2$ rad	0 rad	1150 mm	0 mm
4	0 rad	$-\pi / 2$ rad	-41 mm	0 mm
5	0 rad	$\pi / 2$ rad	0 mm	1000 mm
6	0 rad	$-\pi / 2$ rad	0 mm	0 mm
7	0 rad	0 rad	0 mm	215 mm

Die Visualisierung der einzelnen Verbindungselemente des Roboters erfolgt mittels importierter 3D Modelle im *Stereolithographie* (STL) Dateiformat.

Die Wickeleinheit, bestehend aus einem Stator und Rotor, wird als zusätzliche Drehachse ebenfalls im *URDF* beschrieben. Das Werkzeugkoordinatensystem wird hierzu als Tool-Center-Point des (TCP) Endeffektors festgelegt und ein Verbindungselement (*link*) von P_{tcp1} zu P_{tcp2} modelliert (Abbildung 5-32). (A_Gündisch 2018, S. 40–44)

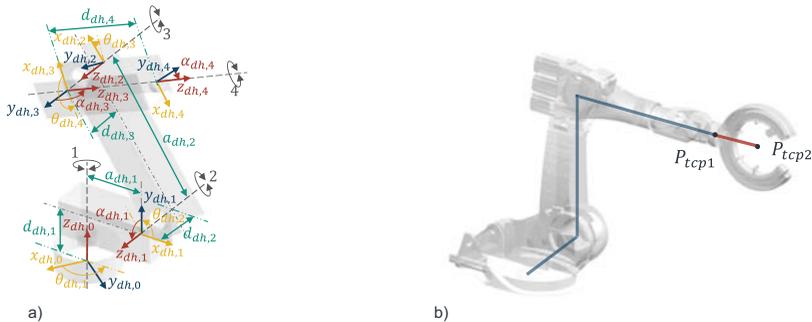


Abbildung 5-32: a) Veranschaulichung der Denavit-Hartenberg Parameter, b) Kinematische Kette des Robotermodells mit Wickleinheit (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Ein zusätzliches Drehgelenk in P_{dreh} definiert die Drehachse des Rotors mit dem Drehwinkel θ (A_Gündisch 2018, S. 40–44):

```

1 <joint name="WickelringS" type="fixed">
2 <parent link="link6"/>
3 <child link="WR_Stator"/>
4 <origin xyz="0 416.438 0" rpy="0 0 0"/>
5 </joint>
6 <link name="WR_Stator">
7 <visual>
8 <origin rpy="-1.5707963 0 -0.5235987756" xyz="0 0 15"/>
9 <geometry>
10 <mesh filename="visuals/stator.stl"/>
11 </geometry>
12 <material name="Grey"/>
13 </visual>
14 </link>
15 <joint name="WickelringR" type="revolute">
16 <parent link="WR_Stator"/>
17 <child link="WR_Rotor"/>
18 <origin xyz="0 0 0" rpy="0 0 0"/>
19 <axis xyz="0 0 1" />
20 <limit effort="300.0" lower="-3.14159265" upper="3.14159265"
velocity="5"/>
21 </joint>
22 <link name="WR_Rotor">
23 <visual>
24 <origin rpy="0 1.5707963 1.0471975512" xyz="0 0 0"/>
25 <geometry>
26 <mesh filename="visuals/rotor.stl"/>
27 </geometry>
28 <material name="Grey"/>
29 </visual>
30 </link>

```

Die vollständige Beschreibung und Implementierung der Roboterkinematik ist in (A_Gündisch 2018) zu finden.

5.5.3 Trajektorie des Fadenauges

Bei einem gegebenen Wickelpfad ergibt sich für einen festen Kippwinkel φ (siehe Abbildung 5-28) unter Vernachlässigung von Kollisionen eine definierte Bewegungsbahn des Fadenauges. Eine zweidimensionale Betrachtung durch Projektion auf die x_0 - y_0 -Ebene ermöglicht die Berechnung der Position des Fadenauges $(x_{r,i}, y_{r,i}, z_{r,i})$ für jeden Punkt auf der Wickelbahn (x_i, y_i, z_i) . Unter der Annahme der Abhebesicherheit verläuft der Roving stets tangential vom Fadenauge zur Bauteiloberfläche der Fügeprofile. Dabei entspricht der Winkel zwischen der x_0 - y_0 -Ebene und der Tangente dem Wickelwinkel α_{wr} . Die Steigung der Tangenten lässt sich mittels der Rückwärtsdifferenzen ermitteln, sodass sich die senkrechte Projektion der Tangente in die Ebene wie folgt errechnet (Abbildung 5-33):

$$\vec{t}_i = \begin{pmatrix} x_{t,i} \\ y_{t,i} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_i \\ y_i \end{pmatrix} + \frac{a_{tan}}{\sqrt{(x_i^2 + y_i^2 + z_i^2)}} \begin{pmatrix} x_i - x_{i-1} \\ y_i - y_{i-1} \end{pmatrix} \text{ mit } i \geq 2 \quad 5-42$$

Die freie Rovinglänge a_{tan} bezeichnet die Länge der Tangenten beziehungsweise Verbindungslinie zwischen dem Ablagepunkt und dem Fadenaug. (A_Gündisch 2018, S. 34)

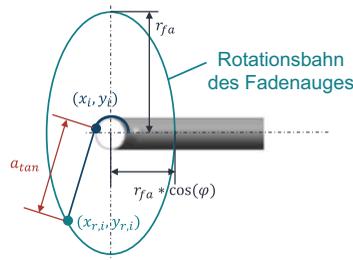


Abbildung 5-33: Geometrische Beschreibung der Orientierung des Fadenauges (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Die Projektion der bei Rotation des Fadenauges und festem Kippwinkel φ resultierende Bahn ergibt eine Ellipse mit der Parameterdarstellung in s :

$$\vec{E} = \begin{pmatrix} x_E \\ y_E \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r_{fa} \cos(s) \\ r_{fa} \cos(\varphi) \sin(s) \end{pmatrix} \text{ mit } 0 \leq s \leq 2\pi \quad 5-43$$

Die Projektion ergibt für einen Kippwinkel $\varphi = 0$ eine Kreisbahn. Die Berechnung des Schnittpunktes durch Gleichsetzen der Tangentengleichung (Formel 5-42) und der Ellipsengleichung (Formel 5-43) führt zur x - und y -Koordinaten des Fadenauges. Mit derjenigen Lösung, für die sich eine positive Tangentenlänge a_{tan} ergibt, kann die fehlende Koordinate $z_{r,i}$ bestimmt werden:

$$z_{r,i} = z_i + \frac{a_{tan}}{\sqrt{(x_i^2 + y_i^2 + z_i^2)}} * (z_i - z_{i-1}) \quad 5-44$$

Mit dem Kippwinkel φ , den Koordinaten des Fadenauges sowie der Montageorientierung des Fadenauges θ_{fa} lässt sich der Rotationswinkel der Wickeleinheit θ berechnen:

$$\theta = -\operatorname{atan2}\left(\frac{y_{r,i}}{\cos(\varphi)}, x_{r,i}\right) + \theta_{fa} - \frac{\pi}{2} \quad 5-45$$

Die Umkehrfunktion des Tangens mit zwei reellen Zahlen als Argumente ermöglicht die Abbildung der Funktionswerte im Wertebereich von $360^\circ (= 2\pi)$. Das negative Vorzeichen sowie die Subtraktion einer Viertelumdrehung ist auf die Definition von der y -Achse aus sowie die mathematisch negative Drehrichtung von θ zurückzuführen. Die Verschiebung des Werkzeugkoordinatensystems in z -Richtung z_{wr} wird durch trigonometrische Betrachtungen bestimmt:

$$z_{wr} = z_{r,i} - y_{r,i} * \tan(\varphi) \quad 5-46$$

Somit ist die Position und Orientierung des Wickelrings mit den beiden Parametern φ und z_{wr} eindeutig bestimmt. (A_Gündisch 2018, S. 34–36)

5.5.4 Kollisionsbedingungen

Durch die C-förmige Ausgestaltung des Rotors und Stators der Wickeleinheit ist ein kollisionsfreies Überqueren des Querprofils möglich. Dafür notwendig ist die Definition von Grenzwerten der Rotorstellung in Bezug auf die Statoröffnung. Der offene Abschnitt von Rotor und Stator ist durch die Konstruktion gegeben als ζ_{off} . Damit ergibt sich für die beiden Grenzwerte des Rotorwinkels $\theta_{lim,1}$ und $\theta_{lim,2}$ bis zur Statoröffnung unter Zuhilfenahme des Innenradius der Wickeleinheit $r_{WR,i}$ und dem Radius des Querprofils $(r + w)$ (Abbildung 5-34):

$$\theta_{lim,1} = \left(2\pi - \frac{S_{off}}{2}\right) + \text{asin}\left(\frac{r+w}{r_{wr,i}}\right) \quad 5-47$$

$$\theta_{lim,2} = \left(\frac{S_{off}}{2}\right) + \text{asin}\left(\frac{r+w}{r_{wr,i}}\right) \quad 5-48$$

Der Bereich in dem die Wickeleinheit kollisionsfrei schwenken kann ($2\pi > \theta > \theta_{lim,1}$ oder $0 < \theta < \theta_{lim,2}$) wird als Transferbereich bezeichnet. (A_Gündisch 2018, S. 36–37)

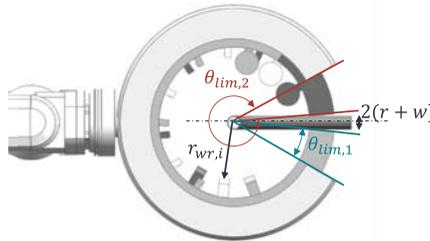


Abbildung 5-34: Rotationsgrenzen für ein kollisionsfreies Schwenken der Wickeleinheit (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Innerhalb der Grenzen ($\theta_{lim,1} < \theta < \theta_{lim,2}$) führt eine zweidimensionale, trigonometrische Betrachtung des Arbeitsraums in der y_{wz} - z_{wz} -Ebene zu den Kollisionsbedingungen (Abbildung 5-35). Eine Kollision mit dem Längsprofil tritt für $\Delta y_{kol} < 0$ auf. Es gilt:

$$y_{lr,i} = r_{wr,i} * \cos(\varphi) - \frac{b * \sin(\varphi)}{2} \quad 5-49$$

$$\Delta y_{kol} = |y_{lr} - (r+w)| \quad 5-50$$

Durch Einsetzen des Grenzwerts $\Delta y_{kol} = 0$ in Formel 5-47 und Einsetzen in Formel 5-48 lässt sich der maximale Kippwinkel $|\varphi_{max}|$ bestimmen.

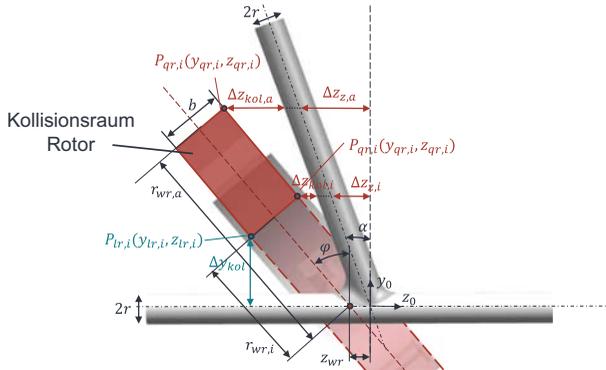


Abbildung 5-35: Trigonometrische Betrachtung des Wickelvorgangs in der y_{WZ} - z_{WZ} -Ebene (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Der minimale Kippwinkel in Bezug auf das Querprofil hängt für nicht rechtwinklige Verbindungen von den beiden kritischen Punkten $P_{qr,i}$ und $P_{qr,a}$ ab. Die jeweiligen kritischen Abstände zwischen Wickeleinheit und Querprofil $\Delta z_{kol,i}$ und $\Delta z_{kol,a}$ berechnen sich mit den zugehörigen Koordinaten zu: (A_Gündisch 2018, S. 38–40)

$$z_{qr,i} = |z_{wr} + r_{wr,i} * \sin(\varphi)| - \left| \frac{b}{2} * \cos(\varphi) \right| \quad 5-51$$

$$y_{qr,i} = r_{wr,i} * \cos(\varphi) + \frac{b * \sin(\varphi)}{2} \quad 5-52$$

$$\Delta z_{z,i} = |y_{qr,i} * \tan(\alpha)| \quad 5-53$$

$$\Delta z_{kol,i} = \left| z_{qr,i} - \Delta z_{z,i} - \frac{r + w}{\cos(\alpha)} \right| \quad 5-54$$

$$z_{qr,a} = |z_{wr} + r_{wr,a} * \sin(\varphi)| - \left| \frac{b}{2} * \cos(\varphi) \right| \quad 5-55$$

$$y_{qr,a} = r_{wr,a} * \cos(\varphi) + \frac{b * \sin(\varphi)}{2} \quad 5-56$$

$$\Delta z_{z,a} = |y_{qr,a} * \tan(\alpha)| \quad 5-57$$

$$\Delta z_{kol,a} = \left| z_{qr,a} - \Delta z_{z,a} - \frac{r+w}{\cos(\alpha)} \right| \quad 5-58$$

Für ein kollisionsfreies Wickeln im Arbeitsbereich des Roboters muss dementsprechend gelten (A_Gündisch 2018, S. 40):

$$|\varphi| \leq |\varphi_{max}| \quad 5-59$$

$$\min(\Delta z_{kol,i}, \Delta z_{kol,a}) > 0 \quad 5-60$$

5.5.5 Modellaufbau und Simulationsablauf

Mit den geometrischen Betrachtungen und unter Berücksichtigung der Kollisionsbedingungen lässt sich das Modul mit den Algorithmen für die Kinematiksimulation in *Matlab R2019a* implementieren (Abbildung 5-36).

Die Ausgangsbasis und gleichzeitig den Input für die Simulation bilden die optimierten Wickelpfade inklusive Profile (Kapitel 5.4) sowie die geometrischen Abmessungen der Wickeleinheit. Die Geometriedaten sind konstruktionsabhängig und in einer Datenbank hinterlegt (Tabelle 6-1). Diese Kenngrößen ermöglichen die Berechnung der Kollisionsgrenzen φ_{max} , $\theta_{lim,1}$ und $\theta_{lim,2}$ (Kapitel 5.5.4). Ergänzt werden die Eingangsdaten durch anwenderspezifische Prozessparameter wie die Rotorgeschwindigkeit, einen Sicherheitsabstand von den Profilen a_{safety} sowie die Lage der Profile im Raum. Die Gesamtheit der Informationen dient der iterativen Berechnung der Koordinaten des Fadenauges $(x_{r,i}, y_{r,i}, z_{r,i})$, des Drehwinkels θ_i und der Verschiebung des Wickelrings in z_{wz} -Richtung $z_{wr,i}$ für einen bestimmten Wickelpfadpunkt P_i (Kapitel 5.5.3). Mit den Ergebnissen lassen sich die Abstände der Wickeleinheit zum Querprofil $\Delta z_{a,i}$ und $\Delta z_{i,i}$ prüfen. Sind diese kleiner null oder unterschreiten den gewünschten Sicherheitsabstand würde eine Kollision folgen (Formel 5-60). Um dies zu vermeiden wird der Kippwinkel φ_i , in Abhängigkeit von der Seite zum Querprofil, um eine diskrete Schrittweite φ_{sw} erhöht oder verringert. Dies führt zu einer Rotationsbewegung der Wickeleinheit vom Querprofil weg. Der neue Kippwinkel $\varphi_{i,n}$ berechnet sich demnach aus:

$$\varphi_{i,n} = \varphi_i \pm \varphi_{sw} \quad 5-61$$

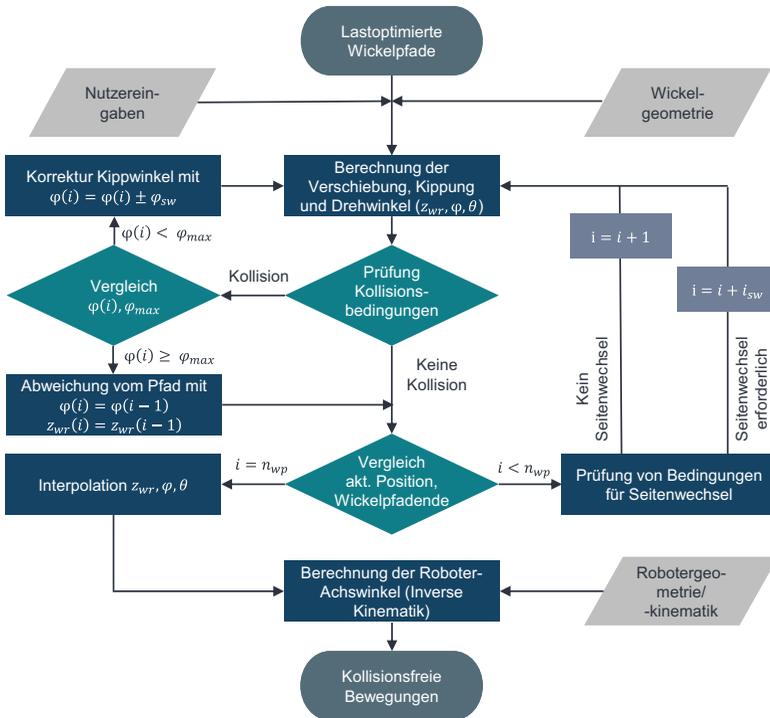


Abbildung 5-36: Ablaufschema für die Ermittlung der Wickelbewegungen (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Mit diesem Winkel wird die Berechnung die Verschiebung und Verdrehung der Wickeleinheit mit dem Fadenaug so lange durchgeführt, bis keine Kollision am Querprofil mehr auftritt. Bei vorherigem Erreichen des Kollisionskriteriums mit dem Längsprofil durch einen zu großen Kippwinkel φ_i (Formel 5-59) wird die Lage der Wickeleinheit vom vorherigen Punkt P_{i-1} übernommen. Der Drehwinkel θ_i wird in diesem Fall mit dem letzten Wert des Kippwinkels φ_i berechnet, der keine Kollision verursacht. Diese Vorgehensweise führt zu einer Abweichung vom modellierten Wickelpfad, verhindert allerdings ein Abbrechen des Berechnungsalgorithmus. (A_Gündisch 2018, S. 50–52)

Liegt eine kollisionsfreie Konfiguration der Wickeleinheit für den Pfadpunkt P_i in der Iteration vor, erfolgt die Prüfung, ob ein Transfer über das Querprofil ansteht. Der, für gewisse Wickelmuster erforderliche, Seitenwechsel ist notwendig, wenn die nächste Umwicklung auf dem Flansch nicht auf der Seite des Querprofils liegt, auf der sich die

Wickeleinheit aufgrund der vorherigen Konfiguration befindet. Die Wickelpunkte auf dem Scheitel des Flansches sind durch ein lokales Maximum der y -Koordinate gegeben. Die Flanschseite kann demnach über die z -Koordinate des Wickelpunkts an der Stelle mit dem lokalen Maximum in y ermittelt werden. Zusätzlich muss bei einem Seitenwechsel die Transferbedingung ($\theta_{lim,1} < \theta < \theta_{lim,2}$) erfüllt sein. (A_Gündisch 2018, S. 52)

Der Seitenwechsel soll in der Bewegung möglichst gleichmäßig ausgeführt werden. Hierzu wird ein Start des Transfers am ersten Wickelpfadpunkt, für den der Rotorwinkel θ zwischen den Limits liegt, angenommen. Am letzten Punkt innerhalb der Grenzen soll der Seitenwechsel abgeschlossen sein. Die Lage der Wickeleinheit am initialen Punkt des Transferbereichs ist durch L_{t1} gegeben. Der letzte Wickelpfadpunkt für den θ noch zwischen den Transfergrenzen liegt ist zunächst nicht bekannt, da der Rotorwinkel θ unmittelbar vom Kippwinkel φ und der Verschiebung z_{wr} abhängig ist. Aus diesem Grund muss zunächst die Anzahl an Punkten zwischen dem Start und Ende des Seitenwechsels ermittelt werden. Hierzu wird ab dem zweiten Punkt im Transferbereich die Lage des Wickelrings, unter Berücksichtigung der Kollisionsbedingungen mit dem Querprofil, von der anderen Seite aus berechnet. Somit lassen sich die Konfigurationen berechnen und die Anzahl an Punkten bis zum Verlassen der Transfergrenzen von θ bestimmen. Gleichzeitig wird die Distanz zwischen den einzelnen Punkten erfasst. Die letzte Lage für die sich θ noch innerhalb des Transferbereichs befindet, ist durch L_{t2} gegeben (Abbildung 5-37).

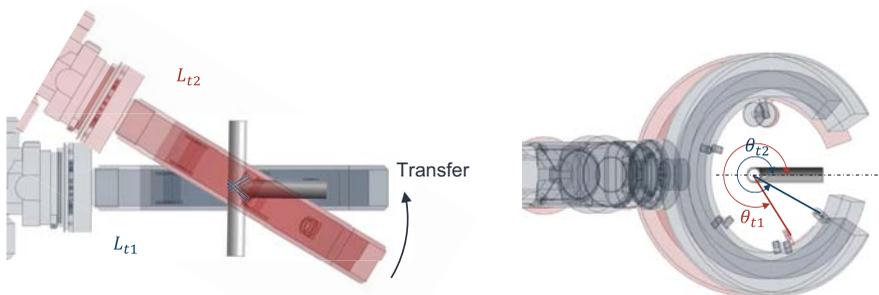


Abbildung 5-37: Anfangs- (L_{t1}) und Endlage (L_{t2}) beim Seitenwechsel (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Mit der Anzahl an Wickelpfadpunkten zwischen der Anfangs- und Endlage $n_{sw,L}$ und der zurückgelegten Gesamtdistanz $d_{sw,L,ges}$ kann der Kippwinkel $\varphi_{sw,L,k}$ für jeden Zwischenpfadpunkt P_k mit $k = 1: n_{sw,L}$ berechnet werden:

$$\varphi_{sw,L,k} = \frac{d_{sw,L,k} - d_{sw,L,k-1}}{d_{sw,L,ges}} * (\varphi_{sw,L1} - \varphi_{sw,L2}) \quad 5-62$$

Die Zwischenlagen $L(i - n_{sw,L})$ bis $L(i)$ lassen sich mit den Zwischenwinkel $\varphi_{sw,L,i}$ anschließend neu berechnen, sodass der Transfer mit einer kontinuierlichen Winkeländerung durchgeführt wird. Nach dem Seitenwechsel wird der Algorithmus zur Kollisionsüberprüfung erneut durchlaufen (A_Gündisch 2018, S. 52–54)

Um den zeitlichen Verlauf der Bewegungen zu ermitteln und die dynamischen Eigenschaften des Vertikal-Knickarm-Roboters sowie der Wickeleinheit ausnutzen zu können, müssen die von den Wickelpfadpunkten abhängigen Konfigurationsparameter φ_i , θ_i und $z_{WR,i}$ in einen zeitlichen Kontext gesetzt werden. Hierzu wird der Rotorwinkel θ_i durch Multiplikation des Winkelwerts mit der Anzahl an Umwicklungen am jeweiligen Wickelpfadpunkt zu einen fortlaufenden Drehwinkel über $360^\circ (= 2\pi)$ erweitert. Die Rotation wird durch die Vorgabe einer Wickelgeschwindigkeit ω_{wr} definiert. Die Beschleunigungs- und Verzögerungsdauer sind gegenüber der Gesamtwickeldauer klein und werden daher bei den Betrachtungen vernachlässigt. Mit der konstanten Rotationsgeschwindigkeit ω_{wr} und dem fortlaufenden Rotorwinkel θ_i kann die verstrichene Zeit t_i zum Erreichen der Konfiguration im Wickelpfadpunkt P_i bei Durchlaufen aller Punkte ($i = 1: n_{wp}$) wie folgt berechnet werden:

$$t_i = t_{i-1} + \frac{60s}{2\pi} * \left(\frac{\theta_i - \theta_{i-1}}{\omega_{wr}} \right) \quad 5-63$$

Die Gesamtwickelzeit t_{ges} berechnet sich demnach aus der verstrichenen Zeitdauer bei der Konfiguration für den letzten Wickelpfadpunkt $P_{n_{wp}}$ des Wickelmusters:

$$t_{n_{wp}} = \frac{60s}{2\pi} * \left(\frac{\theta_n}{\omega_{wr}} \right) \quad 5-64$$

Die Rotororientierung der Wickeleinheit kann aufgrund der eingesetzten Sensorik nur in winkeldiskreten Schritten erfasst werden (Kapitel 6.1). Um dennoch einen Vergleich der Realrotororientierung von Vertikal-Knickarm-Roboter und Wickeleinheit mit der Ide-

alorientierung aus der Bewegungssimulation durchführen zu können, wird der Rotorwinkel θ_i in die Messpositionsintervalle unterteilt und die Wickelzeiten t_i sowie der Kippwinkel φ_i für diese Stellungen linear interpoliert. Als Ergebnis liegen die Rotationswinkel in definierten Winkelabständen mit zugehöriger Konfiguration der Wickeleinheit analog zu Formel 5-38 vor (A_Gündisch 2018, S. 55–56):

$$L_{wr,i} = (0 \ 0 \ z_{wr,i} \ 0 \ 0 \ \varphi_i)^T \quad 5-65$$

Um diese Konfigurationen der Wickeleinheit auch mit dem Vertikal-Knickarm-Roboter realisieren zu können, ist die Berechnung aller sechs Roboter-Gelenkwinkel je Stellung notwendig. Diese aufwendige Berechnung erfolgt mittels einer inversen Kinematik (Kapitel 2.4.1) welche durch die *Matlab Robotics System Toolbox* implementiert ist. Als Optimierungsalgorithmus zur Ermittlung der Gelenkwinkelstellungen dient der *Levenberg-Marquardt*-Algorithmus welcher die Methode der kleinsten Fehlerquadrate zur Lösung nichtlinearer Probleme nutzt (Moré 2006). Der Algorithmus ist robust und arbeitet mit Schätzungen für nachfolgende Punkte auf Basis vorangegangener Punkte. Um schnelle Bewegungen zwischen zwei Konfigurationen zu vermeiden und somit die maximalen Gelenkgeschwindigkeiten des Roboters einzuhalten wird die maximale Winkeländerung während der Berechnung limitiert. In Abbildung 5-38 sind Homeposition und die Gelenkwinkelstellungen zweier unterschiedlicher Wickelpfadpunkte aus der in *Matlab R2019a* implementierten Simulation dargestellt. (A_Gündisch 2018, S. 57–59)

Neben des reinen Wickelvorgangs auf Basis der berechneten Pfade wird die Anfahrtsbewegung des Vertikal-Knickarm-Roboters zur Fügestelle für eine vollständige Automatisierung modelliert. Die Bewegungstrajektorien sind durch eine *PTP*-Interpolation (Kapitel 2.4.2.1) von frei gewählten Stützpunkten zwischen der Ausgangsstellung der Kinematik und der Fügezone festgelegt. Die zugehörigen Gelenkwinkel des Roboters berechnen sich mittels der inversen Kinematik unter Berücksichtigung von Kollisionsrandbedingungen. Für die Rückwärtsbewegung nach Beendigung des Wickelvorgangs werden die Trajektorien in entsprechend umgekehrter Reihenfolge abgefahren. Der Rotor befindet sich hierbei in einer kollisionsfreien Lage.

Alle Gelenkwinkelstellungen und die zugehörigen Rotorwinkel werden in einer Matrix eingespeichert und in der Datenbank abgelegt, wo sie in nahezu Echtzeit über eine Speicherprogrammierbare Steuerung (SPS) abgerufen werden können (Kapitel 6.2).



Abbildung 5-38: Schematische Darstellung zweier Gelenkwinkelkonfigurationen während des Wickelvorgangs (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))

Die vollständigen Skripte zur Implementierung der Bewegungssimulation mit Hilfe von *Matlab R2019a* sind in (A_Gündisch 2018) aufgeführt.

6 Wickeleinheit und Prozesssteuerung

Ziel dieses Kapitels 6 ist die Entwicklung, Konstruktion und Inbetriebnahme einer neuen, im Vergleich zu (Schädel 2014) optimierten Wickeleinheit mit zugehöriger Steuerung. Zunächst wird in **Abschnitt 6.1** auf Basis bisheriger Defizite eine Neukonstruktion erarbeitet und mittels Funktionsmodulen umgesetzt. Anschließend wird in **Abschnitt 6.2** ein Steuerungskonzept abgeleitet und implementiert, welches die Synchronisation der Roboter- und Wickelringbewegungen sowie die automatisierte Erzeugung maschinenlesbarer Steuerungsbefehle ermöglicht.

6.1 Weiterentwicklung und Konstruktion der Wickeleinheit

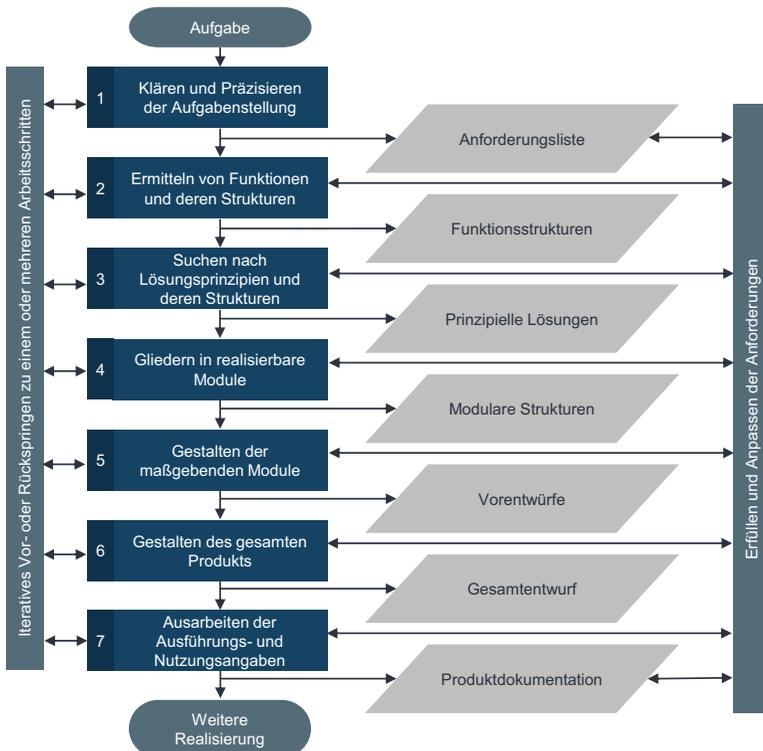


Abbildung 6-1: Vorgehensweise beim Entwickeln und Konstruieren nach VDI 2221 (VDI 2221)

Das grundsätzliche Funktionsprinzip des Wickelverfahrens zum Fügen von Profilen wird in (Schädel 2014) mit Hilfe eines ersten Hardwareprototyps nachgewiesen (Kapitel 2.3.3). Experimentelle Versuche zeigen das Potential der innovativen Fügetechnologie, decken jedoch gleichzeitig Defizite im Hinblick auf die Vollautomatisierung und den Serieneinsatz auf. Zusammen mit den Erkenntnissen aus der Charakterisierung (Kapitel 4) und Modellierung (Kapitel 5) wird daher eine um zusätzlichen Funktionalitäten erweiterte Wickeleinheit entwickelt, konstruiert und umgesetzt. Die systematische Vorgehensweise orientiert sich dabei an der inzwischen in Details leicht überarbeiteten Norm *VDI 2221: Methodik zum Entwickeln und Konstruieren technischer Systeme und Produkte* (VDI 2221) und basiert ebenfalls wie die erarbeiteten Lösungen auf der Arbeit von (A_Geiger 2017) (Abbildung 6-1).

6.1.1 Systemanalyse und Anforderungsliste

Der Stator des ersten Prototyps setzt sich aus mehreren Grundplatten und Abstandsstiften zusammen (Abbildung 2-5 b). Dies führt in der Gesamtkonstruktion zu einer geringen Steifigkeit. Die Lagerung des Rotors ist über sechs Laufrollen aus Hartgummi in axialer Richtung sowie über Stifte, die in einer Nut am Stator verlaufen, in radialer Richtung realisiert. Durch die konvexe Lauffläche der Rollen und die unpräzise Stift-Nut-Führung tendiert der Rotor im Betrieb zu einem leichten Verkippen. Die Folge sind eine hohe Reibung ein zunehmender Verschleiß an der Nut sowie ein großer Widerstand gegen die Drehbewegung des Rotors. Durch die beidseitige, axiale Stift-Nut-Führung ist zudem die notwendige Gesamtbreite des Wickelrings hoch. Dies wiederum schränkt den möglichen Arbeitsraum und somit die Flexibilität in den Wickelmustern aufgrund der Kollisionsbedingungen stark ein (Abbildung 5-35). Der Rotor wird über einen zentralen Asynchronmotor angetrieben, welcher das Drehmoment über ein Winkelgetriebe auf zwei gummierte Antriebsrollen überträgt. Die Bewegungsübertragung auf den Rotor geschieht dabei reibschlüssig. Der große Zentralmotor sowie das zusätzliche Getriebe kombiniert mit dem Einsatz von Stahl für den überwiegenden Teil der Wickeleinheit sorgt für ein hohes Gesamtgewicht von 56 kg. Infolgedessen sinkt das dynamische Verhalten des Vertikal-Knickarm-Roboters aufgrund der großen zu bewegenden Massen. Der Rotor ist aus Aluminium gefertigt und weist im Querschnitt eine geringe Wandstärke auf. Eine unpräzise eingestellte Lagerung kann Einspannkräfte auf den Rotor erzeugen, welche zu einer Verformung dessen durch das geringe Flächenträgheitsmo-

ment führt. Die Folge ist eine hohe Unwucht in der Wickelbewegung. Die Faservorspannung wird im ersten Prototyp über Reibklötze an der Faserspule erzeugt. Eine Feder drückt die Reibklötze an die Außenfläche der Spule, was durch die hervorgerufene Anpresskraft zu einer Bremswirkung führt. Diese Mechanik verursacht einen hohen Verschleiß und berücksichtigt nicht die Änderung des Abziehradius im Spulenlager bei fortschreitender Wickeldauer. Demnach ist die Vorspannung bei längeren Wickelvorgängen nicht konstant. Vorspannungsverluste sollen über einen zusätzlichen, mechanischen Tänzerarm ausgeglichen werden, welcher allerdings sehr kurz und daher in der Wirkung stark begrenzt ist. Zudem entfällt die Möglichkeit bei starkem Vorspannungsverlust das Spulenlager rückwärts zu drehen, um die bereits abgewickelten Fasern wieder aufzuwickeln. Der erste Funktionsprototyp ist für das Wickeln mit trockenen Rovings, welche im Rotor durch ein Flüssigharzbad geführt werden, ausgelegt. Hierzu ist ein offenes Harzbad integriert, welches während des Prozesses mitrotiert. Trotz der vorherrschenden Zentrifugalkraft aufgrund der Rotorbewegung kann es bei schrägen Winkelstellungen zum Austritt von Harz kommen. Dies wiederum ist zum einen gefährlich und führt zum anderen zu einer hohen Verschmutzung im Umfeld der Wickeleinheit. Eine Sensorik zur genauen Winkelerfassung des Rotors ist nicht integriert. Lediglich zwei Mikrotaster an den beiden Öffnungen des Stators stehen zur Verfügung, um einen kollisionsfreien Seitenwechsel oder Ausfahren aus der Fügestruktur zu ermöglichen. Eine Regelung des Wickelprozesses anhand des Ist-Winkels des Rotors ist somit nicht möglich. (A_Geiger 2017, S. 33–34)

Neben den Defiziten in der Konstruktion des ersten Prototyps bestehen zusätzliche Randbedingungen und Anforderungen zur Realisierung der modellierten Wickelmuster in einem vollautomatisierten, reproduzierbaren Prozess. Diese unterteilen sich in folgende Bereiche:

- Konstruktive Randbedingungen
- Anforderungen zur Steigerung der Automatisierbarkeit
- Anforderungen zur Verbesserung des Wickelergebnisses
- Anforderungen zur Erhöhung der Variabilität

Die jeweiligen spezifischen Anforderungen lassen sich in Fest-, Ziel- und Wunsch-Anforderungen aufteilen. Zusätzlich sind sie anhand einer Gewichtungsskala priorisiert (siehe Anhang C). Fest-Anforderungen mit hoher Priorität sind solche, die maßgeblich

zur Funktionsweise der Wickeleinheit beitragen, wie ein ausreichend großer Öffnungswinkel oder eine Rovingvorspanneinheit. Die ausführliche Anforderungsliste inklusive der Gewichtungen ist in Anhang C aufgeführt. (A_Geiger 2017, S. 34–35)

6.1.2 Systemstruktur und Teillösungen

Die Unterteilung des Gesamtsystems in einzelne Funktionsmodule auf Basis der Anforderungsliste dient zum systematischen Finden von Teillösungen (Abbildung 6-2). Die Wickeleinheit setzt sich aus den beiden Hauptmodulen Rotor- und Statoreinheit zusammen, welche jeweils eine Grundstruktur besitzen. Daneben benötigt der Stator eine Lagerung für den Rotor sowie einen Antrieb mit entsprechender Drehmomentübertragung. Die Rotoreinheit beinhaltet zusätzlich zur Grundstruktur ein Modul zur Energie- und Signalübertragung, eine Sensorik zur Rotorwinkel erfassung sowie die Fasereinheit. Letztere bildet sich aus der Faserspule, einer Vorspannungseinheit und der Faserführung. Ergänzend zu den Hauptmodulen mit Untereinheiten kann die Wickeleinheit zukünftig durch Nebenmodule erweitert werden. Beispiele hierfür sind eine Aufheizvorrichtung für die Towpregs beim Wickeln, eine Füllstandsanzeige an der Faserspule sowie Einheiten zum automatisierten Wickelbeginn und zum Fasertrennen am Prozessende. Diese Funktionen sind nicht unmittelbar für den Betrieb der Wickeleinheit notwendig und werden daher im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht näher erläutert. Ausgearbeitete Konzepte zur Realisierung der Nebenmodule sind in (A_Geiger 2017) aufgeführt.

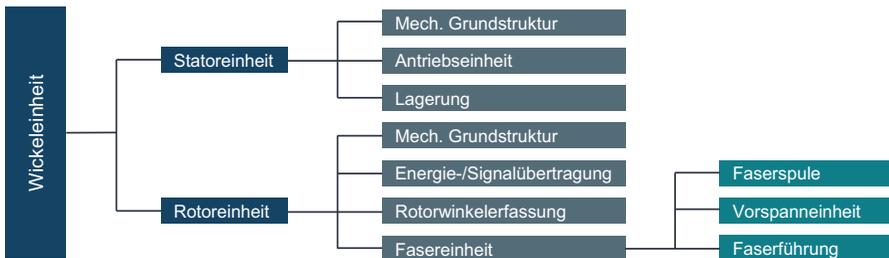


Abbildung 6-2: Systemstruktur der Wickeleinheit (in Anlehnung an (A_Geiger 2017))

Die einzelnen Funktionsmodule können durch unterschiedliche Teillösungen realisiert werden. Anhand der Anforderungen und Gewichtungen sowie funktionspezifischer Kriterien ist eine Priorisierung der Teillösungen möglich. Die Kombination der jeweils

bestbewerteten Lösungen bildet das Gesamtsystem. In Abbildung 6-3 ist der morphologische Kasten zur Gegenüberstellung aller Teillösungen dargestellt. Farbig markiert ist die jeweils ausgewählte Lösung für die finale Realisierung.

Funktionsmodule		Teillösungen							
		1	2	3	4	5	6	7	8
Statoreinheit	Stator	Stahl	Aluminium	Magnesium	CFK	PE-(U)HM	einteilige Bauweise	mehrfache Bauweise	
	Antriebs- einheit	Motor	Gleichstrommotor	bürstenloser Gleichstrommotor	Asynchronmotor Wechselstrom	Asynchronmotor Drehstrom	Synchronmotor		
		Momentenübertragung	Hartgummirollen auf Außenseite Rotor	Hartgummirollen auf Außenseite Rotor mit Riemen angetrieben	Hartgummirollen auf Innenseite Rotor	Hartgummirollen seitlich an Rotor	Zahnkranz auf Rotor + Zahnrad auf Motorwelle		
	Lagerung	Hartgummirollen Außenseite Rotor + Schleifklötze	Hartgummirollen Außenseite Rotor + seitliche Rolle	Hartgummirollen mit angepasster Geometrie	Hartgummirollen Innenseite Rotor + seitliche Fixierung	Lagering + V-Nut-Lager aus Stahl			
Rotor- einheit	Rotor	Stahl	Aluminium	Magnesium	CFK	PE-(U)HM			
	Fasereinheit	Rovinglager	Zapfen mit Anziehmutter	Zapfen mit Schnellspanner	Zapfen mit Biegedraht	Gabelhalterung mit Schnellspanner	auf Zapfen gelagerte Welle	in Halterung gelagerte Welle	
		Faserspannvorrichtung	Bremse durch Bremshebel	Bremse durch Reibringe und Vorspannung	Bremscheibe mit Bremsbacken	Stahlzwingen um Welle	Elektrische Bremse	Elektromotor als Bremse	Permanentmagnet als Bremse
		Faserrückstellvorrichtung	integrierte Spiralfeder	zusätzliches Ausgleichselement	Permanentmagnet als Rückstellung	Elektromotor als Rückstellung	Gefederter Schlitzen		
		Faserführung	Rolle mit Gleitlagerung	Rolle mit integriertem Wälzlager	Rolle + Wälzlager	Rolle zweifach gelagert	Ring-Fadenauge fest	Ring-Fadenauge drehbar	Rohr-Fadenauge
	Energie-/Signalübertragung	Rotorwickelführung	Ultraschallsensor	Mikrotastenschalter	Kraftaufnehmer	Lichtschranke	Kamera auf Rotor gerichtet	Kamera von außen	Drehwinkelmessung Elektromotor
		Rotorstrom	kontaktlose Stromübertragung auf Kondensatoren	mechanische Stromübertragung auf Kondensatoren	Stromübertragung auf Kondensator durch Aktuator	kontinuierliche Stromübertragung durch Schleifkontakt			

Abbildung 6-3: Morphologischer Kasten mit ausgewählter Lösung (in Anlehnung an (A_Geiger 2017))

6.1.2.1 Statoreinheit

Im Gegensatz zum ersten Prototyp soll die überarbeitete Version eine einteilige Statorgrundstruktur besitzen. Dies reduziert neben dem Montageaufwand vor allem den Bauraum und das Gesamtgewicht. Gleichzeitig steigt die Steifigkeit des Systems, weshalb als Material Aluminium anstelle von Stahl zur Gewichtseinsparung eingesetzt werden kann. Der Antrieb des Rotors soll bei niedrigem Eigengewicht und geringem Bauraum ein hohes Drehmoment aufweisen. Durch das hohe Anfahrtsmoment eignen sich daher bürstenlose Gleichstrommotoren für die Anwendung in der Wickleinheit. Für die

Momentenübertragung haben sich Hartgummirollen bewährt, welche die Bewegung über Reibung von der Antriebseinheit auf den Rotor übertragen. Eine alternative Lösung wäre die formschlüssige Übertragung mittels Zahnrädern, welche jedoch die Gefahr von Zahnbrüchen bei unsauberem Eingleiten des Rotors in den Stator nach Überqueren der Öffnung mit sich bringt. Anders als im ersten Prototyp soll die Momentenübertragung unmittelbar vom Antrieb auf den Rotor geschehen. Somit entfällt das zusätzliche Verteilergetriebe. Stattdessen können zwei kompakte Elektromotoren eingesetzt werden. Die Lagerung des Rotors mit Hartgummirollen zur radialen Ausrichtung und zusätzlichen Elementen wie Stifte zur axialen Fixierung ist zwar kostengünstig, verursacht aber einen hohen Verschleiß durch auftretende Reibung und bringt gleichzeitig geringe Steifigkeiten aufgrund eines undefinierten Lagerspiels. Mit dem Ziel einer hohen Reproduzierbarkeit im Fügeprozess wird daher eine V-Nut-Lagerung zwischen Rotor und Stator eingesetzt, welche sowohl eine nahezu spielfreie axiale als auch radiale Ausrichtung mit einstellbaren Einzellagern gewährleistet. (A_Geiger 2017, S. 36–75)

6.1.2.2 Rotoreinheit

Die Grundstruktur des Rotors wird aus Gewichtsgründen aus Aluminium gefertigt. Die Spule der Fasereinheit wird mit Gleitlagern auf einer Welle aufgesteckt, um gute Abrolligenschaften der Fasern bei gleichzeitig geringem Bauraum und Gewicht zu ermöglichen. Die Rovings beziehungsweise Fasern werden über mehrere kugelgelagerte Rollen entlang des Rotors zu einem Ringfadenauge geführt. Somit kann eine geringe Reibung bei einer hohen Ablagegenauigkeit durch das Fadenauge erzielt werden. Anstelle einer mechanischen Lösung mittels Federn ist die Vorspannung durch einen Elektromotor realisiert. Dies bringt die Möglichkeit einer genaueren Regelung sowie eines Faserrückzugs bei Vorspannungsverlusten mit sich. Zudem entfällt der Verschleiß durch Reibung beim Abbremsen der Faserspule. Um einen solchen Elektromotor mit zugehöriger Steuerung am Rotor betreiben zu können, ist eine kabellose Energie- und gegebenenfalls Signalübertragung vom Stator zum Rotor notwendig. Die gewählte Lösung ist daher die Integration von Kupferschienen in die Statorgrundstruktur sowie die Positionierung von Kohlebürsten als Abnehmer im Rotor. Diese Kombination ermöglicht die dauerhafte Übertragung von Energie und Signalen über voneinander getrennten Kupferschienen. Zur Winkelerfassung des Rotors während einer Umdrehung wird eine geeignete Sensorik benötigt. Neben mechanischen Kontaktschaltern und optischen Systemen ist eine Drehwinkelmessung direkt im Elektromotor möglich. Durch auftretenden

Schlupf zwischen Antriebsrollen und Rotor kann dieses System jedoch zu Ungenauigkeiten führen. Sehr einfach zu realisieren und robust in der Anwendung sind hingegen Hall-Sensoren. Entlang des Umfangs des Stators angebracht können sie in diskreten Abständen mittels Magneten am Rotor den Winkel an die Steuerung weitergeben. Die Auflistung und Gewichtung sowie Bewertung der Möglichkeiten für die Winkelerfassung des Rotors sind Abbildung 6-4 aufgeführt. (A_Geiger 2017, S. 36–75)

Bewertungskriterien	Gewichtung	Rotorwinkelerfassung								
		Ultraschallsensor	Mikrotaster	Schalter mit Kraftaufnehmer	Gabellichtschranke	Reflexionslichtschranke	Kamera am Stator	Kamera extern	Hall-Sensor	Drehwinkelmessung in Motoren
Konstrukt. Aufwand	1	3	3	1	4	3	2	2	4	4
Geringe Masse	3	3	3	2	3	3	1	4	4	4
Geringer Bauraum	2	2	2	2	3	2	3	4	4	4
Lebensdauer	3	4	1	1	4	4	4	4	4	4
Genauigkeit	3	1	3	2	2	2	4	4	3	2
Signalverarbeitung	2	2	4	4	4	4	1	1	4	3
Preis	2	2	4	2	3	3	1	1	4	4
Techn. Wertigkeit		0,61	0,69	0,50	0,80	0,75	0,61	0,78	0,95	0,88

Abbildung 6-4: Bewertung der Teillösungen für die Erfassung des Rotorwinkels (1-sehr negativ, 4-sehr positiv) (in Anlehnung an (A_Geiger 2017))

Eine ausführliche Gegenüberstellung und Bewertung sämtlicher Teillösungen für die einzelnen Funktionsmodule ist in (A_Geiger 2017) dokumentiert.

6.1.3 Realisierung

Die Auskonstruktion der finalen Teillösungen erfolgt mit dem Fokus einer Gewichtsminderung bei gleichzeitig hoher Steifigkeit und Zuverlässigkeit des Gesamtsystems. Der einteilige Stator aus Aluminium enthält sämtliche Anschraubpunkte für den Antrieb, die Lagerung sowie für die Befestigung zum Vertikal-Knickarm-Roboter. Entlang des Umfangs sind auf einer Seite acht V-Nut-Lager angebracht, von denen sechs radial verschiebbar sind, um das Lagerspiel optimal einstellen zu können. Der zugehörige, im Querschnitt V-förmige, Metallring zur Lagerung ist an der Rotorgrundstruktur verschraubt (Abbildung 6-5). Der Öffnungswinkel des C-förmigen Rotors und Stators beträgt 60° ($= \pi / 3$).

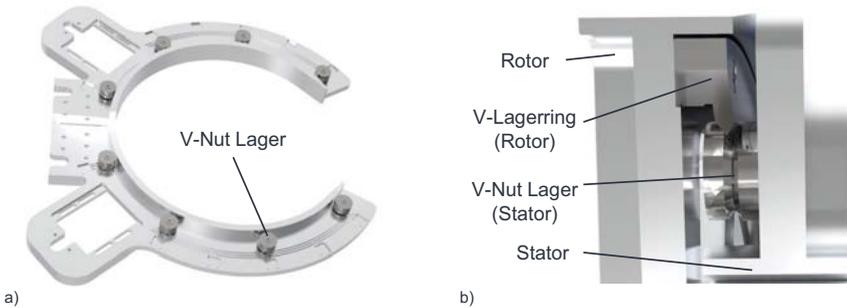


Abbildung 6-5: a) Finale Statorgrundstruktur mit V-Nut-Lagerung, b) Detailaufnahme der Lagerung

Der Rotor wird über zwei bürstenlose Gleichstrommotoren vom Typ *PD6-N89* der Firma *Nanotec Electronic GmbH & Co. KG* angetrieben. Die Redundanz ermöglicht das Wegfallen eines schweren Verteilergetriebes und ist notwendig, um auch bei der C-förmigen Rotorgrundstruktur stets die Antriebsrollen eines Motors am Rotor anliegen zu haben. Die Motoren besitzen einen integrierten Controller und können über CANopen angesteuert werden. Das Haltemoment der Antriebe beträgt $9,33 \text{ Nm}$. Die Bestimmung des benötigten Drehmoments basiert auf einer Überschlagsrechnung mittels eines Momentengleichgewichts (Abbildung 6-6 a). Relevant für das Drehmoment sind neben dem Moment infolge der Trägheit des Rotors $M_{\text{trägheit}}$, dem Außenradius $r_{\text{wr},a}$ und den Lagerkräften F_{lager} vor allem die Kraft durch die Faserspannung F_{faser} beim Wickeln sowie der Hebelarm vom Mittelpunkt des Rotors zur Faserspulenachse R_{sp} und zu den Mittelpunkten der Rotorlager R_{la} : (A_Geiger 2017, S. 76–80)

$$F_{\text{motor}} = \frac{M_{\text{trägheit}} + F_{\text{faser}} * R_{\text{sp}} + 8 * (F_{\text{lager}} * R_{\text{la}})}{r_{\text{wr},a}} \quad 6-1$$

Aus dieser Gleichgewichtsbetrachtung lässt sich mit dem Durchmesser der Antriebsrollen das erforderliche Motormoment berechnen (A_Geiger 2017, S. 80):

$$M_{\text{motor}} = F_{\text{motor}} * \frac{D_{\text{rolle}}}{2} \quad 6-2$$

Für veranschlagte Kräfte an der Faserspule F_{faser} von maximal 300 N , einer Rotormasse von 15 kg , R_{la} von 325 mm , R_{sp} von 150 mm und D_{rolle} von 40 mm ergibt sich ein Motormoment M_{motor} von $3,64 \text{ Nm}$. Eine detaillierte Auflistung der getroffenen Annahmen sowie die vollständige Überschlagsrechnung befinden sich in Anhang D.

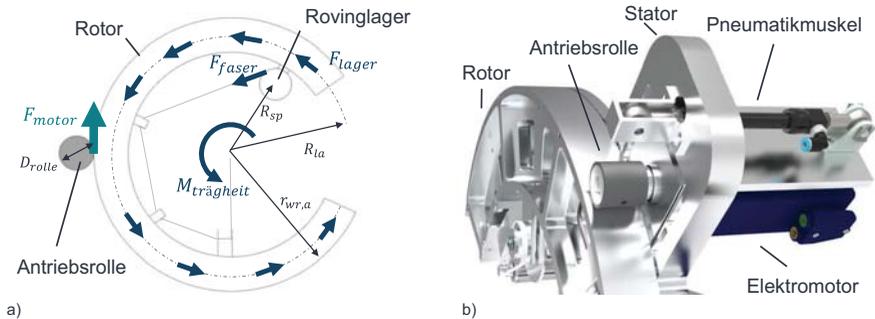


Abbildung 6-6: a) Momentengleichgewicht zur Ermittlung des benötigten Drehmoments, b) Umsetzung des Antriebskonzepts mit pneumatischem Muskel (in Anlehnung an (A_Geiger 2017))

Die Drehmomentübertragung der Motoren auf den Rotor geschieht über direkt an der Motorwelle angebrachte, gummierte Antriebsrollen. Ein Kippmechanismus mit zusätzlichen pneumatischen Muskeln sorgt für die Anpressung zur Erzeugung der notwendigen Reibkraft (Abbildung 6-6 b).

Die kabellose Energieübertragung von Stator zu Rotor ist über vier gebogene, nebeneinanderliegende Kupferschienen realisiert, welche durch eine Klebeverbindung auf der Innenfläche des Stators befestigt sind. Zwischen den einzelnen Schienen sorgen lasergeschnittene Kunststoffstege als Isolator. Jeweils vier kupferbeschichtete Stromabnehmer an beiden Öffnungen des Rotors ermöglichen eine unterbrechungsfreie Energieübertragung während des gesamten Wickelprozesses (Abbildung 6-7).

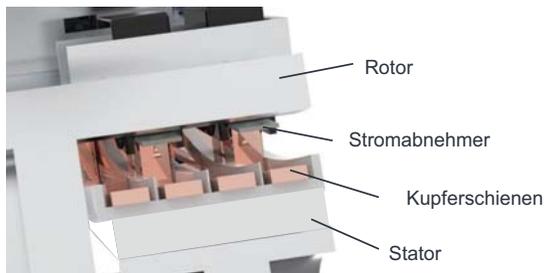


Abbildung 6-7: Kabellose Energieübertragung durch Schleifbürsten und Kupferschienen

Die vorhandene Energie am Rotor ist für die elektrische Vorspannungseinheit inklusive Regelung notwendig. Über eine Umlenkrolle wird mittels eines Drucksensors die Faserspannungsänderung während des Wickelvorgangs, ähnlich wie bei einer Tänzerregelung, dauerhaft erfasst (Abbildung 6-7).

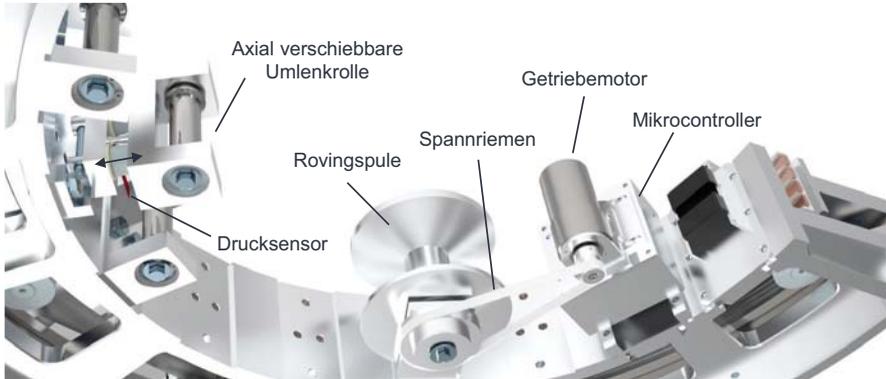


Abbildung 6-8: Aufbau der Vorspannungsregelung

Ein am Rotor platzierter Mikrocontroller vom Typ *Arduino Micro* wertet das Drucksensorsignal aus und korrigiert mit Hilfe eines Reglers über die Pulsweitenmodulation (PWM) die Drehzahl eines Gleichstrom-Getriebemotors (Abbildung 6-9). Der Motor ist über einen Zahnriemen mit der Faserspule verbunden, sodass diese je nach aktueller Vorspannung unterschiedlich abgebremst oder beschleunigt wird. Der elektrische Aufbau der Vorspannungsregelung zusammen mit dem Programmcode der Regelung ist in Anhang E abgebildet. Detaillierte Ausführungen zur Sensorauswahl sind in (A_Freiberger 2019, S. 25–31) zu finden.



Abbildung 6-9: Blockschaltbild der Vorspannungsregelung

Zum kollisionsfreien Fügen von Profilen im Wickelprozess ist die Echtzeit-Erfassung des Rotorwinkels notwendig. Hierzu sind zwölf Hall-Sensoren entlang des Statorum-

fangs in die Grundstruktur eingelassen (Abbildung 6-10 a). Im gegenüberliegenden Rotor befinden sich 39 Neodym-Dauermagnete (Abbildung 6-10 b). Die Magnete sind in 144 Positionen durch einen Algorithmus derart angeordnet, dass eine winkeldiskrete Bestimmung in $2,5^\circ$ -Schritten ($= \pi / 144$) möglich ist. Erreicht wird diese Genauigkeit durch die Kombination der pro Winkelschritt ausgelösten Sensoren und Übertragung in eine Binärzahl. Diese wird anschließend in eine Dezimalzahl umgewandelt, welcher jeweils eine konkrete Winkelstellung zugeordnet ist. (A_End 2018, S. 58–60).

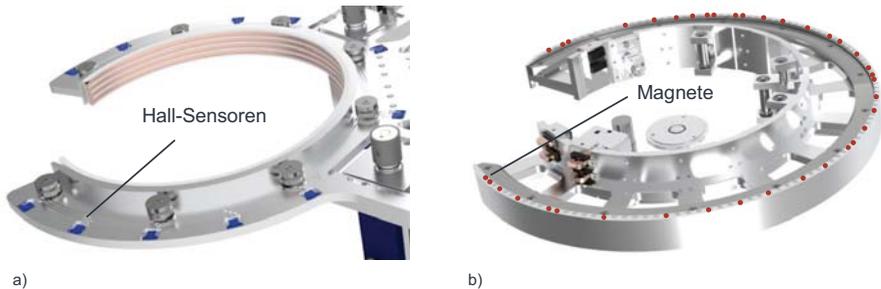


Abbildung 6-10: Anordnung der a) Hall-Sensoren am Stator, b) der Dauermagnete am Rotor

Die Auswertung der Sensorzustände wird in der Steuerung realisiert. Die technischen Eigenschaften des neu entwickelten Prototyps im Vergleich zu dem aus (Schädel 2014) sind in Tabelle 6-1 zusammengefasst und gegenübergestellt.

Tabelle 6-1: Gegenüberstellung der technischen Eigenschaften beider Wickelring Prototypen

	Prototyp 1 (Schädel 2014)	Prototyp 2
Gewicht	56,0 kg	46,1 kg
Material Stator	Stahl	Aluminium
Material Rotor	Aluminium	Aluminium
Breite	110 mm	80,0 mm
Länge (Flansch bis TCP)	450,0 mm	416,4 mm
Außendurchmesser Rotor	440,0 mm	650,0 mm
Innendurchmesser Rotor	200,0 mm	410,0 mm
Lagerung	Hartgummirollen mit Stiften	V-Nut
Arbeitsraum (Durchmesser)	100,0 mm	230,0 mm
Antriebsart	1 Elektromotor mit Getriebe	2 Elektromotoren
Energieübertragung	-	Über Schleifkontakte
Vorspannungseinheit	Mechanisch über Reibung	Elektrische Regelung
Faserführung	Gelagerte Rollen	Gelagerte Rollen/ Fadenaug

Insgesamt ist das Gewicht gegenüber dem Vorgänger reduziert und die Gesamtsteifigkeit durch ein überarbeitetes Lagerungskonzept optimiert. Der modulare Aufbau ermög-

licht eine aufwandsminimale Änderung der Fadenführung sowie das zukünftige Hinzufügen weiterer Nebenmodule. Durch den Einsatz einer Schnellwechselkupplung als Verbindungselement zum Vertikal-Knickarm-Roboter kann eine automatisierte Rüstung der Wickeleinheit erfolgen. In Abbildung 6-11 ist der Gesamtzusammenbau der finalen Wickeleinheit dargestellt. Eine Zeichnung mit den wichtigsten Maßen befindet sich in Anhang F.



Abbildung 6-11: Gesamtzusammenbau der überarbeiteten Wickeleinheit

Die Wickeleinheit ist für die Verwendung von bereits vorimprägnierten, duromeren Towpregs ausgelegt, weshalb kein zusätzliches Harzbad integriert ist. Ein Fügen mittels trockener Rovings ist ebenfalls möglich.

6.2 Prozesssteuerung

Die Schnittstelle zwischen den modellierten Bewegungen und der Wickelhardware bildet die Steuerung. Sie verbindet die einzelnen Komponenten des Gesamtsystems und verknüpft die Eingangs- mit den Ausgangssignalen, um einen automatisierten Prozessablauf zu ermöglichen.

6.2.1 Steuerungskonzept

Das zentrale Element des Steuerungskonzepts für den Fügewickelprozess stellt eine Speicherprogrammierbare Steuerung (SPS) dar. Diese liest in dem implementierten Steuerungsprogramm zunächst die Signale der Eingänge ein und schreibt sie in ein Eingangsabbild. Mit den eingelesenen Informationen wird das Programm schrittweise abgearbeitet und ein Ausgangsabbild erstellt, welches die Signale an die Ausgänge der Steuerung weitergibt. Die Zykluszeit der SPS für einen Programmdurchlauf ist dabei

fest vorgegeben. Um moderne Sicherheitsanforderungen zu erfüllen werden sicherheitsrelevante Ein- und Ausgänge von einer parallel laufenden *Safety-SPS* verarbeitet. Bei der Sicherheitssteuerung müssen sämtliche Signale redundant eingelesen werden, um Bewegungsfreigaben auf die jeweiligen sicheren, ebenfalls redundanten, Ausgänge schreiben zu können.

Bei der *SPS* für den Fügewickelprozess handelt es sich um eine Steuerung vom Typ *CX5130* der Firma *Beckhoff Automation GmbH & Co. KG*. Dieser Embedded-PC operiert auf einem *Microsoft Windows 7* Betriebssystem mit *64 bit* Architektur. Zusätzliche Steuerungsmodule können über ansteckbare Klemmen integriert werden, um beispielsweise Ein- oder Ausgangssignale mit der Steuerung verknüpfen zu können. Die Kommunikation zwischen den einzelnen Komponenten geschieht über ein Bussystem vom Typ *EtherCat* beziehungsweise *Fail-Safe-Over-EtherCat (FSOE)* für die sicheren Signale. Die Programmierung erfolgt mit Hilfe der Steuerungs- und Automatisierungssoftware *TwinCat 3* der Firma *Beckhoff Automation GmbH & Co. KG*, die sich an der *IEC 61131-3* Norm orientiert. In den Eingangsklemmen werden die aktuelle Rotororientierung sowie die Sicherheitsfreigaben eingelesen. Zudem können Nutzereingaben via *Matlab R2019a* an die *SPS* gesendet werden. Während eines Programmdurchlaufs werden Ausgangssignale an die Antriebsmotoren der Wickeleinheit, an die pneumatischen Muskeln zum Anpressen der Rollen sowie an die Kupferschienen gesendet. Die Motoren werden dabei über das Kommunikationsprotokoll *CANopen* angesprochen. Zusätzlich werden die Bewegungsbefehle an die separate Steuerung des Vertikal-Knickarm-Roboters gesendet. Dabei handelt es sich um den Typ *KRC4* der Firma *KUKA AG*. In Abbildung 6-12 ist die Gesamtstruktur des Steuerungskonzepts dargestellt. (A_End 2018, S. 26–75)

Ein in *Matlab R2019a* implementierter *Parser* transferiert die berechneten Achswinkelstellungen (Kapitel 5.5) in roboterlesbare Befehle. Hierzu werden die sechs Achswinkel pro $2,5^\circ$ Rotorwinkel ($= \pi / 144$) zusammen mit Vorgaben für die Geschwindigkeit und Beschleunigung in die Programmiersprache für *KUKA* Roboter, *KUKA Robot Language (KRL)*, übersetzt. Um eine kontinuierliche Bewegung zu ermöglichen, werden die einzelnen Roboterkonfigurationen linear interpoliert (*LIN*, Kapitel 2.4.2.1). Dabei wird ein Überschleifen einzelner Punkte, das heißt ein Anfahren innerhalb eines Toleranzbereiches, für einen homogeneren Bewegungsablauf zugelassen. Die erzeugten *.src* und *.dat* Programme werden anschließend von *Matlab* aus in den Echtzeitkern des Roboters übertragen und können dort direkt ausgeführt werden.

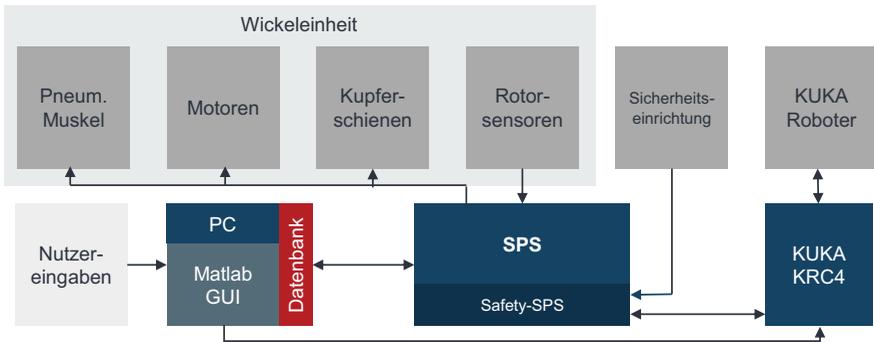


Abbildung 6-12 Struktur der Steuerung (in Anlehnung an (A_End 2018))

Das Steuerungskonzept erlaubt zudem die realen Gelenkwinkelstellungen des Roboters über die *KRC4* Steuerung an die *SPS* weiterzuleiten. Hierbei wird die *EtherCat* Schnittstelle genutzt. Diese Echtzeit-Daten dienen als Eingangswerte für ein digitales Abbild des Wickelprozesses. Somit ist es möglich die realen Wickelbewegungen anhand eines digitalen Zwillings zu überwachen.

Details zur Steuerungsarchitektur sowie der Programmierung und Inbetriebnahme sind in (A_End 2018) zu finden.

6.2.2 Synchronisation der Bewegungen

Die Gesamtbewegung zum Fügen von Leichtbauprofilen mittels Faserwickeln setzt sich aus zwei Kinematiken zusammen. Der Vertikal-Knickarm-Roboter sorgt für die grundsätzliche Lage im Raum wohingegen der Wickelring den genauen Ablagepunkt der Fasern festlegt. Dementsprechend sind beide Bewegungen bei der Ablage eines vorgegebenen Wickelpfads voneinander abhängig. Um ein kollisionsfreies und genaues Wickeln zu ermöglichen, müssen daher die Geschwindigkeiten beider Kinematiken dauerhaft synchronisiert werden. Insbesondere durch den Antrieb des Rotors mittels Antriebsrollen können aufgrund von Schlupf Abweichungen vom Soll-Rotorwinkel auftreten.

Um die auftretenden Differenzen von der modellierten Idealbewegung (Kapitel 5.5) während des Wickelvorgangs zu minimieren, ist in der *SPS* zusätzlich eine modellbasierte Regelung implementiert (Abbildung 6-13).

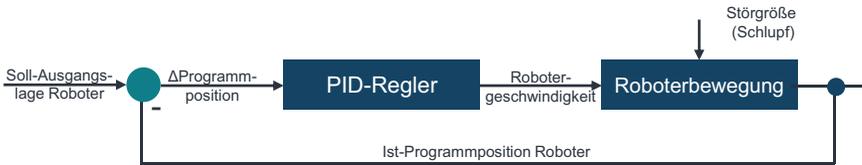


Abbildung 6-13: Blockschaltbild der modellbasierten Regelung zur Synchronisation der Roboterbewegungen

Durch die integrierten Sensoren entlang des Stators wird die Rotororientierung in jedem Zyklus in diskreten Schritten detektiert und zusammen mit der Nummer der aktuellen Roboterprogrammzeile an die Hauptsteuerung weitergegeben. Dort wird in der hinterlegten Matrix mit den berechneten Soll-Werten nach dem zugehörigen Rotorwinkel θ gesucht. Bei Übereinstimmung wird die an dieser Stelle vorgesehene Nummer der Soll- mit der Ist-Programmzeile verglichen. Liegt eine Abweichung Δ_{pos} vor wird diese in einer *PID*-Regelung genutzt, um anhand der Differenz im vorherigen Zyklus $\Delta_{pos,prev}$ der vorvorherigen Differenz $\Delta_{pos,preprev}$ und dem vorherigen Roboteroverride $o_{calc,vel,prev}$ sowie den Regelungskonstanten k_p, k_i, k_d einen korrigierten Override $o_{calc,vel}$ zu ermitteln. Der Roboteroverride $o_{calc,vel}$ gibt dabei den berechneten, prozentualen Anteil der programmierten Robotergerwindigkeit an, der für die Bewegung genutzt wird:

$$o_{calc,vel} = o_{calc,vel,prev} + (k_p + k_i + k_d) * \Delta_{pos} - (k_p + 2 * k_d) * \Delta_{pos,prev} + k_d * \Delta_{pos,preprev} \quad 6-3$$

Das Proportionalglied k_p , das Integralglied k_i und das Differentialglied k_d der Regelung sind durch experimentelle Versuche optimiert ($k_p = 15, k_i = 5,0, k_d = 5,0$). Der vereinfachte Regelalgorithmus ist nachfolgend mit Hilfe von Pseudocode dargestellt:

```

1   For i=1:n
2       If POSRot,Matrix(i) = POSRot,akt
3           Δpos = POSRobot,Matrix(i) - POSRobot,akt
4           ocalc,vel = ocalc,vel,prev + (kp + ki + kd) * Δpos - (kp + 2 * kd) * Δpos,prev + kd * Δpos,preprev
5           If ocalc,vel < 0
6               ovel = 0
7           ElseIf ocalc,vel > 100
8               ovel = 100
9           Else
10              ovel = ocalc,vel
11          End
12      End
13  End
14  Δpos,preprev = Δpos,prev
15  Δpos,prev = Δpos

```

Der reale Override o_{vel} , der von der SPS an die Robotersteuerung gesendet wird, muss zwischen den Grenzen 0 % und 100 % liegen. Unterschreitet der kalkulierte Regelungs- wert $o_{calc,vel}$ die Grenzen, bleibt der Roboter stehen bis der Wickelring die Differenz ausgeglichen hat, um so Kollisionen zu vermeiden. Bei komplexen Wickelmustern können in der Regelung beim Überfahren des Querprofils kalkulierte Werte größer 100 % auftreten. In diesem Fall ist der Roboter in seiner Maximalbewegungsgeschwindigkeit begrenzt und eine Synchronisation kann nicht stattfinden. Um eine Kollision dennoch zu vermeiden wird der Rotor während des Überquerens abgebremst. Dies ermöglicht eine Synchronisation durch ein langsames Verfahren des Roboters.

Das Abbremsen des Rotors wirkt sich auf die Gesamtwickelzeit t_{ges} aus und wird daher bei der Kalkulation (Formel 5-63 und 5-64) durch eine zusätzliche reduzierte Geschwindigkeit $\omega_{wr, redu}$ berücksichtigt. Bei Durchlaufen aller Wickelpfadpunkte P_i gilt mit $i = 1:n_{wp}$:

$$t_i = t_{i-1} + \frac{60s}{2\pi} * \left(\frac{\theta_i - \theta_{i-1}}{\omega_{wr, redu}} \right) \text{ mit } \begin{cases} \frac{\theta}{2\pi} < \frac{1}{18}\pi \\ \frac{8}{9}\pi < \frac{\theta}{2\pi} < 2\pi \end{cases} \quad 6-4$$

$$t_i = t_{i-1} + \frac{60s}{2\pi} * \left(\frac{\theta_i - \theta_{i-1}}{\omega_{wr}} \right) \text{ mit } \frac{1}{18}\pi \leq \frac{\theta}{2\pi} \leq \frac{8}{9}\pi \quad 6-5$$

Die Verringerung der Rotorgeschwindigkeit geschieht zwischen $320^\circ (= 8/9\pi)$ und $20^\circ (= 1/18\pi)$. In diesem Bereich liegen die Rotor- und Statoröffnung übereinander.

7 Validierung und Bewertung

Ziel dieses Kapitels 7 ist die Validierung der erarbeiteten Modelle zur Wickelpfadberechnung sowie zur Ableitung der Bewegungen für den Fügewickelprozess. Zunächst werden in **Abschnitt 7.1** experimentelle Versuche zur Herstellung von Fügeverbindungen unter Variation von Parametern beschrieben. Anhand von Bildaufnahmen der Fügezone werden mit einer erarbeiteten Messstrategie in **Abschnitt 7.2** die Abweichungen der Ist-Pfade von der modellierten Soll-Position bestimmt. Zuletzt werden in **Abschnitt 7.3** die Ergebnisse der Arbeit bewertet und diskutiert.

7.1 Herstellung von Fügeverbindungen

Um eine Aussage über die Güte der aufgestellten Modelle sowie die Funktionsfähigkeit der Wickeleinheit treffen zu können, werden im Rahmen von (A_Denk 2019) reale Fügewickelversuche durchgeführt. Hierzu wird die vollständig in Betrieb genommene Wickeleinheit an einem Vertikal-Knickarm-Roboter der Firma *KUKA AG* vom Typ *KR180 R2500 extra* angebracht. Innerhalb des Arbeitsraums des Roboters befindet sich ein Ständer, welcher zwei Profile im rechten Winkel zueinander orientiert. Sowohl das Quer- als auch das Längsprofil besitzen den gleichen Radius. Der gesamte Versuchsaufbau für die experimentelle Validierung ist in Abbildung 7-1 dargestellt.



Abbildung 7-1: Realer Versuchsaufbau zur experimentellen Validierung

Bei den verwendeten Längs- und Querprofilen handelt es sich um schlauchgeblasene Kohlenstoffaserverprofile der Firma *herone GmbH*. Die geflochtenen Kohlenstoffaserverprofile bestehen aus vorimprägnierten *PA6* Thermoplasttapes der Firma *Celanese Ser-*

vices Germany GmbH vom Typ *CFR-TP PA6 CF60-03-PA6*. Die Faserorientierung beträgt $\pm 25^\circ$. Die Profile besitzen einen Durchmesser von 40 mm und eine Wandstärke von $1,5\text{ mm}$. Das Längsprofil wird lediglich auf die benötigte Länge gekürzt, wohingegen das Querprofil zusätzlich einen Fügeflansch am unteren Ende benötigt (siehe Kapitel 4.1.1). Die komplexe Geometrie wird mittels eines speziellen Formwerkzeugs hergestellt. Das Werkzeug stellt eine Positivform des Flansches dar und kann mit Hilfe einer Heizpatrone erwärmt werden. Nach einem Vorwärmen des Querprofils in einem Industrieofen auf Temperaturen oberhalb des Erweichungspunktes der Matrix ist es möglich, mit einer definierten Kraft das Profil auf das temperierte Formwerkzeug zu drücken und somit die gewünschte Kontur abzuformen (Walter 2019). Bei Verwendung von Profilen mit duromerer Matrix muss der Flansch bereits bei der Profilverstellung, beispielsweise durch ein geeignetes *RTM-(Resin Transfer Moulding)* Werkzeug, erzeugt werden (A_Jocham 2016).

Als Wickelmaterial werden in allen Versuchen vorimprägnierte duromere Kohlenstoffaser-Towpregs vom Typ *UTS-24K-RV102* der Firma *Vitech Composites SAS* verwendet. Die Towpregs werden gekühlt gelagert und vor den Versuchen aufgetaut, sodass sie in einem nicht ausgehärteten *B-Stage* Zustand vorliegen. Eine vollständige Übersicht der unveränderlichen Parameter der Profile und der Wickeleinheit für die Validierungsversuche ist in Tabelle 7-1 aufgeführt.

Tabelle 7-1: Konstante Versuchparameter

Parameter	Wert	Parameter	Wert
Grundradius Profile	20 mm	Radius bei Fadenaug r_f	$155,5\text{ mm}$
Länge Querprofil	80 mm	Radius Wickeleinheit $r_{wr,i}$	$105,5\text{ mm}$
Länge Längsprofil	130 mm	Radius Wickeleinheit $r_{wr,a}$	$325,0\text{ mm}$
Wandstärke Profile w	$1,5\text{ mm}$	Fadenaugenorientierung θ_{fa}	$270^\circ (= 3\pi / 2)$
Verbindungsradius rechts r_1	16 mm	Breite der Wickeleinheit b	80 mm
Verbindungsradius links r_2	16 mm	Sicherheitsabstand a_{safety}	5 mm
Fügewinkel α	$90^\circ (= \pi / 2)$	Abstand Roboter/Profile x	$-1265,0\text{ mm}$
Anzahl Umwicklungen n_{wick}	4	Abstand Roboter/Profile y	$-1700,0\text{ mm}$
Grenze unt. Wicklung φ_{unten}	0,25	Abstand Roboter/Profile z	$30,5\text{ mm}$
Schrittw. Krümmung $v_{sw,max}$	0,05	Winkel Roboter/Profile x	$0,0^\circ$
Wickelmuster	V-Muster	Winkel Roboter/Profile y	$0,0^\circ$
Lagenteilung l_{lagen}	(3,2)	Winkel Roboter/Profile z	$0,0^\circ$
Verwendete Rovings	<i>UTS-24K-RV102, Vitech Composites SAS</i>		

Um die parametrischen Modelle zu validieren und Einflüsse zu identifizieren, werden zusätzlich zu den gleichbleibenden Parametern des Versuchsaufbaus, drei prozessrelevante Kenngrößen systematisch variiert. Neben der Rotorgeschwindigkeit und der

Faservorspannkraft, werden verschiedene Oberflächenbeschaffenheiten der Profile untersucht. Die grundsätzliche Oberflächenrauigkeit R_a der Profile beträgt $0,57 - 1,11 \mu\text{m}$. Das Rauigkeitsprofil, gemessen mit einem Perthometer der Firma *Carl Mahr Holding GmbH* vom Typ *MarSurf XCR 20* im Tastschnittverfahren, ist in Abbildung 7-2 dargestellt. (A_Denk 2019, S. 31–32)

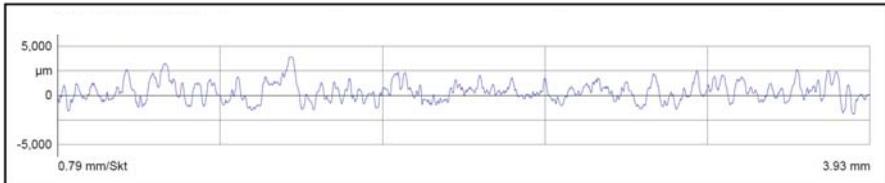


Abbildung 7-2: Rauigkeitsprofil der verwendeten Kohlenstofffaserprofile mit PA6 Matrix der Firma herone GmbH

Zur Variation der Oberflächenbeschaffenheit werden die Profile unterschiedlich vorbehandelt. Bei Auftragen eines Trennmittels der Firma *Chem-Trend L.P* vom Typ *Chemlease A2191W* ergibt sich eine sehr glatte Oberfläche wohingegen die Applikation von Sprühkleber der Firma *3M Deutschland GmbH* vom Typ *Spray Mount* zu einer leicht haftenden Oberfläche führt. Die Vorbehandlung mittels Aceton raubt die Oberfläche leicht an. Die Modifikationen wirken sich auf das maximale Krümmungsverhältnis λ_{max} aus (Tabelle 7-2) wie anhand eines Versuchsaufbaus mit einer schiefen Ebene nachgewiesen werden kann (Kapitel 4.3.1). (A_Denk 2019, S. 32–33)

Tabelle 7-2: Übersicht der maximalen Krümmungsverhältnis λ_{max} bei unterschiedlichen Oberflächenvorbehandlungen der Profile

Oberflächenvorbehandlung	Maximales Krümmungsverhältnis λ_{max}
Trennmittel (1)	$0,23 \mu\text{m}$
Aceton (2)	$0,55 \mu\text{m}$
Sprühkleber (3)	$1,0 \pm 0,2 \mu\text{m}$

Die systematische Durchführung der Versuche unter Variation der drei Prozessparameter erfolgt auf Grundlage einer statistischen Versuchsplanung (*DoE – Design of Experiments*). Im Gegensatz zur klassischen Vorgehensweise, bei der Parameter entweder zufällig oder einzeln nacheinander variiert werden, ermöglicht die statistische Versuchsplanung Zusammenhänge und Wechselwirkungen mit gezielten Parametervariationen sichtbar zu machen. Bei einem vollständigen Versuchsplan werden alle möglichen Parameterkombinationen in unterschiedlichen Stufen durchgespielt. Die Folge ist eine hohe Anzahl von Versuchen und somit ein großer Zeitaufwand. Eine Alternative

sind teilfaktorielle Versuchspläne bei denen gezielt Parameterkombinationen ausgelassen werden ohne dabei die Aussagequalität der Versuchsergebnisse stark zu beeinflussen.

Da im Rahmen der vorliegenden Arbeit drei Parameter in jeweils drei Faktorstufen untersucht werden, eignet sich das *Box-Behnken Design* für die teilfaktorielle Versuchsplanung. Bei dieser Vorgehensweise kann die Versuchsanzahl von $3^3 = 27$ auf 16 reduziert werden, was es sehr effizient gegenüber anderen Designs macht. Die einzelnen Faktorstufen und Versuchspunkte bei Verwendung des *Box-Behnken Designs* sind in Abbildung 7-3 dargestellt. (Ferreira & Bruns et al. 2007)

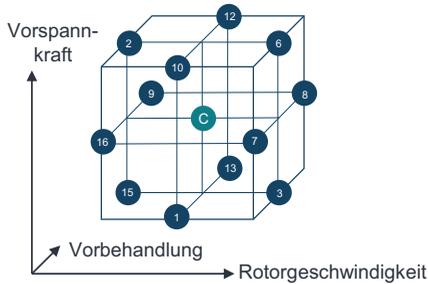


Abbildung 7-3: Versuchspunkte bei Verwendung des *Box-Behnken Designs*

Die Punkte entsprechen jeweils den Versuchskombinationen wobei die zentrale Kombination (C) viermal wiederholt wird. Die einzelnen Validierungsversuche gemäß der statistischen Versuchsplanung nach *Box-Behnken* sind in Tabelle 7-3 aufgelistet. (A_Denk 2019, S. 38–39)

Tabelle 7-3: Statistischer Versuchsplan (DoE) nach *Box-Behnken Design* zur experimentellen Validierung (in Anlehnung an (A_Denk 2019))

Versuch	Rotorgeschwindigkeit	Vorspannkraft	Vorbereitung
1	4 U/min	30 N	Trennmittel
2	2 U/min	90 N	Aceton
3	6 U/min	30 N	Aceton
4, 5, 11, 14 (C)	4 U/min	60 N	Aceton
6	6 U/min	90 N	Aceton
7	6 U/min	60 N	Trennmittel
8	6 U/min	60 N	Sprühkleber
9	2 U/min	60 N	Sprühkleber
10	4 U/min	90 N	Trennmittel
12	4 U/min	60 N	Sprühkleber
13	4 U/min	30 N	Sprühkleber
15	2 U/min	30 N	Aceton
16	2 U/min	60 N	Trennmittel

Zusätzlich zu den systematischen Fügeversuchen aus der DoE zur Validierung der Modelle werden gezielt weitere Parameter in Einzelversuchen variiert, um spezifische Einflüsse zu identifizieren (Tabelle 7-4). Die Grundlage der Einzelversuche sind die Parametereinstellungen des Zentralpunktes der statistischen Versuchsplanung (siehe Abbildung 7-3). Verändert werden nacheinander die Wickelmuster, der Sicherheitsabstand des Wickelring a_{safety} (siehe Kapitel 5.5.5) und der Bereich des möglichen Kippwinkels φ (siehe Kapitel 5.5.1). Zusätzlich wird der Ständer der beiden Profile in y - und z -Richtung verschoben, um eine Fehlausrichtung zum Roboter zu simulieren. Zur Vermeidung einer Kollision mit dem Ständer bei der Verschiebung in y -Richtung werden der Sicherheitsabstand a_{safety} auf 25 mm und der minimale Kippwinkel α_{wr} auf 10° erhöht. Alle Nachversuche werden jeweils zweimal mit identischen Einstellungen wiederholt.

Tabelle 7-4: Einzelversuche unter Variation spezifischer Parameter

Versuch	Variabler Parameter	Wert
17, 18	Wickelmuster	X-Muster
19, 20	Wickelmuster	I-Muster mit Wechsel
21, 22	Sicherheitsabstand a_{safety}	25 mm bei $\varphi > 5^\circ$ ($= \pi / 72$)
23, 24	Sicherheitsabstand a_{safety}	25 mm bei $\varphi > 10^\circ$ ($= \pi / 36$)
25, 26	Kippwinkelvorgabe φ	$[30^\circ - 40^\circ]$ ($= [\pi / 12 - \pi / 9]$)
27, 28	Verschiebung des Ständers in y -Richtung	10 mm
29, 30	Verschiebung des Ständers in y -Richtung	-10 mm
31, 32	Verschiebung des Ständers in z -Richtung	-10 mm

Während der Durchführung aller Versuche herrschen nahezu gleichbleibende Umgebungsbedingungen mit einer Raumtemperatur von $21 - 23,5^\circ\text{C}$, einer relativen Luftfeuchtigkeit von $46 - 58\%$.

In Abbildung 7-4 ist exemplarisch eine automatisiert hergestellte, rechtwinklige Fügeverbindung mit V-Wickelmuster und fünf Umwicklungen ($n_{wick} = 4$) sowie einer Lagenteilung von $TI_{lagen} = (3,2)$ dargestellt.



Abbildung 7-4: Rechtwinklige Fügeverbindung mit V-Wickelmuster und fünf Umwicklungen ($n_{wick} = 4$) sowie einer Lagenteilung von $Tl_{lagen} = (3,2)$

7.2 Messstrategie und Auswertung

In diesem Abschnitt wird die grundsätzliche Methodik zur Auswertung von Fügewickelversuchen beschrieben sowie die Resultate der durchgeführten Versuchsreihen objektiv vorgestellt. Die Bewertung und Diskussion der jeweiligen Versuchsergebnisse erfolgt erst im anschließenden Kapitel 7.3.

Die Auswertung und Beurteilung der Ablagegenauigkeit bei den Fügewickelversuchen geschieht gemäß des Ansatzes in (A_Denk 2019) durch Vergleich der Soll-Wickelpfadpositionen aus der Modellierung und der Ist-Wickelpfadpositionen aus den realen Versuchen (Abbildung 7-5).

Als Input des Auswertemoduls und somit Anfangspunkt der Messstrategie dienen Fotoaufnahmen der umwickelten Profile. In diesen Aufnahmen wird der Maßstab anhand des Vorwissens über den Profilradius automatisch festgelegt sowie ein Referenzkoordinatensystem durch Markierung der Profile definiert. Anschließend werden die aus der Modellierung bekannten Wickelpfade, die Soll-Positionen, in die Aufnahme geplottet. Die realen Ist-Positionen müssen manuell anhand der Aufnahmen in sieben vorgegebenen Ebenen markiert werden. Anschließend wird die Differenz zwischen Ist- und Soll-Positionen in den sieben Ebenen automatisiert berechnet und grafisch dargestellt. (A_Denk 2019, S. 42–48)

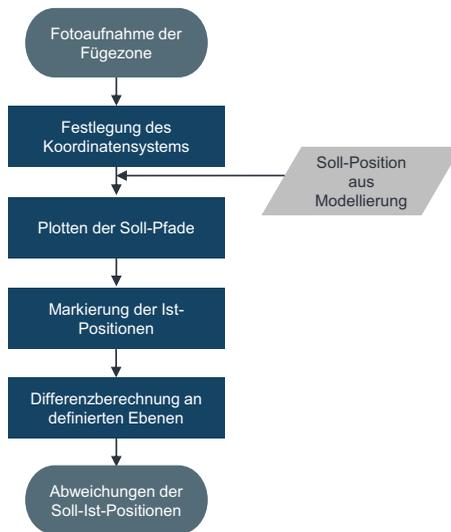


Abbildung 7-5: Messstrategie zur Auswertung von Soll- und Ist- Wickelpfadpositionen

Die gesamte Auswertemethodik ist in *Matlab R2019a* implementiert. Abbildung 7-6 zeigt exemplarisch den Vergleich der Soll- mit den Ist-Positionen für den Versuch 1 (Abbildung 7-6 a) und den Versuch 2 (Abbildung 7-6 b). Die Wicklungen sind auf eine Ebene projiziert und jeweils farbig markiert. Der vierte Messpunkt einer Wicklung liegt in der y_0 - z_0 -Ebene der Verbindung, in der sich beim *V-Wickelmuster* der Kreuzungspunkt befindet.

Deutlich zu erkennen ist eine anwachsende Abweichung vom modellierten Pfad mit zunehmendem Wickelfortschritt. Insbesondere an den Überkreuzungspunkten steigt der Wickelfehler an und reduziert sich im Flanschbereich. Die quantitativen Werte der maximalen Abweichung sowie des Mittelwerts über das gesamte Wickelmuster sind für die Versuche 1 bis 4 in Abbildung 7-7 aufgetragen. Auch diese Verläufe zeigen eine Akkumulation der Abweichung entlang der Messpunkte. Zum Seitenwechsel und somit dem Überqueren des Querprofils hin, steigt die Abweichung tendenziell an und fällt anschließend wieder ab.

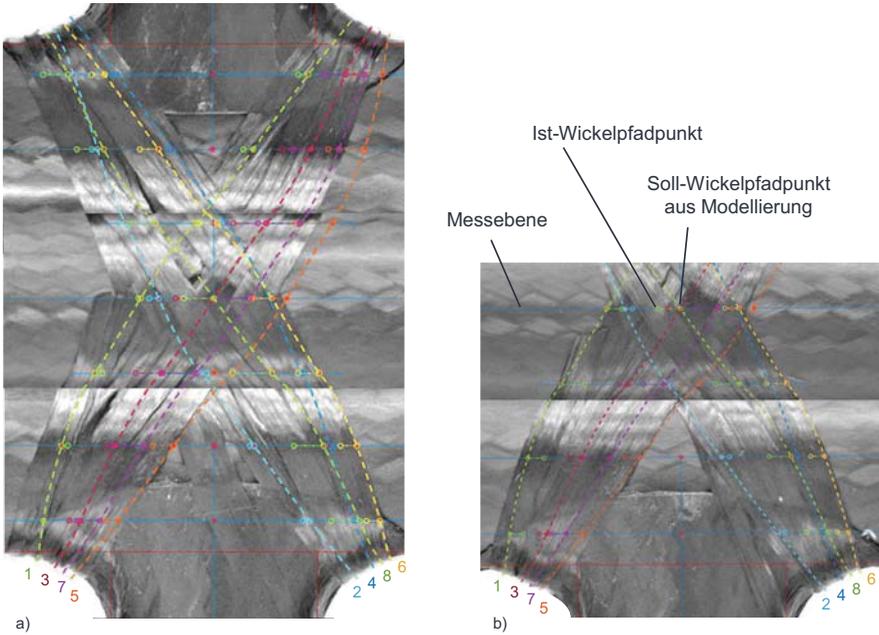


Abbildung 7-6: Soll Positionen der realen Wicklungen mit geplottetem Verlauf der modellierten Soll-Positionen (auf Ebene projiziert; a) Versuch 1, b) Versuch 2 zur Hälfte) (in Anlehnung an (A_Denk 2019))

Insgesamt liegt die mittlere Abweichung der Versuche aus dem *Box-Behnken* Versuchsplan zwischen 2,22 mm und 3,53 mm. Bei einer Breite des verwendeten Towpregs von 8 mm entspricht dies 27 – 44 % der Rovingbreite.

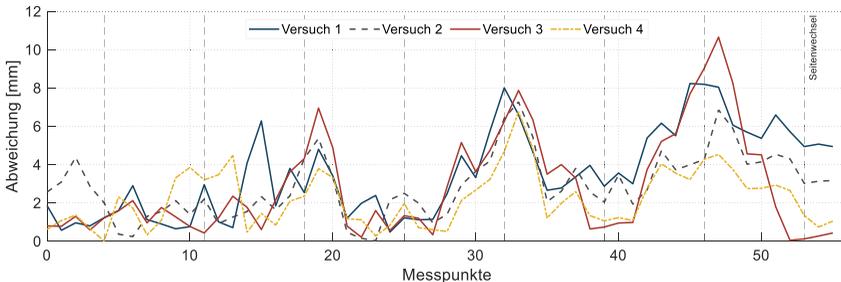


Abbildung 7-7: Verlauf der berechneten Abweichungen entlang der Messpunkte für Versuche 1-4 (in Anlehnung an (A_Denk 2019))

Die statistische Versuchsplanung erlaubt die systematische Auswertung der Ergebnisse. Im Effektdiagramm, auch *Pareto*-Diagramm genannt, können die Absolutwerte der standardisierten Effekte angezeigt werden (Abbildung 7-8). Unter den standardisierten Effekten werden *t*-Statistiken, also Statistiken von Stichproben Tests, verstanden, mit denen die Nullhypothese geprüft wird. Die Nullhypothese entspricht einem Effekt gleich 0. Für die statistische Signifikanzgrenze wird ein Signifikanzniveau beziehungsweise eine Irrtumswahrscheinlichkeit von 0,05 angenommen. Demnach weichen die Werte oberhalb von 3,18245 zu 95 % von der Nullhypothese ab und sind daher statistisch signifikant. Die Versuchsparameter werden jeweils einzeln, quadratisch und in einer einfachen Interaktion betrachtet.

Tabelle 7-5: Ergebnisse der DoE Versuche (in Anlehnung an (A_Denk 2019))

Versuch	Rotorge- schwindigkeit	Vorspann- kraft	Vorbehandlung	Maximale Abweichung	Mittelwert der Abweichung
1	4 U/min	30 N	Trennmittel	8,23 mm	3,53 mm
2	2 U/min	90 N	Aceton	7,27 mm	2,92 mm
3	6 U/min	30 N	Aceton	10,65 mm	2,86 mm
4 (C)	4 U/min	60 N	Aceton	6,76 mm	2,22 mm
5 (C)	4 U/min	60 N	Aceton	7,63 mm	2,70 mm
6	6 U/min	90 N	Aceton	10,01 mm	2,68 mm
7	6 U/min	60 N	Trennmittel	7,50 mm	2,33 mm
8	6 U/min	60 N	Sprühkleber	6,61 mm	2,65 mm
9	2 U/min	60 N	Sprühkleber	10,70 mm	3,67 mm
10	4 U/min	90 N	Trennmittel	8,40 mm	2,83 mm
11 (C)	4 U/min	60 N	Aceton	6,33 mm	2,60 mm
12	4 U/min	90 N	Sprühkleber	6,40 mm	2,87 mm
13	4 U/min	30 N	Sprühkleber	6,91 mm	2,80 mm
14 (C)	4 U/min	60 N	Aceton	6,60 mm	2,40 mm
15	2 U/min	30 N	Aceton	6,97 mm	3,44 mm
16	2 U/min	60 N	Trennmittel	7,05 mm	3,12 mm

Bei den Versuchen im Rahmen der *Box-Behnken*-Vorgehensweise hat der Einfluss der Rotorgeschwindigkeit den größten Effekt. Die Effekte bei Interaktion der Versuchsparameter liegen überwiegend deutlich unterhalb der Signifikanzgrenze und werden daher nicht weiter betrachtet. Durch eine Regressionsanalyse können die Einflüsse der jeweiligen Parameter modelliert und somit Werte prognostiziert werden. Als Basis dieser Analyse wird aufgrund der Effektdiagramme ein linear-quadratischer Regressionsansatz gewählt. Die daraus resultierenden Einflussdiagramme sind in Abbildung 7-9 aufgeführt. Die zugehörigen statistischen Kenngrößen der Auswertung befinden sich in Anhang G.

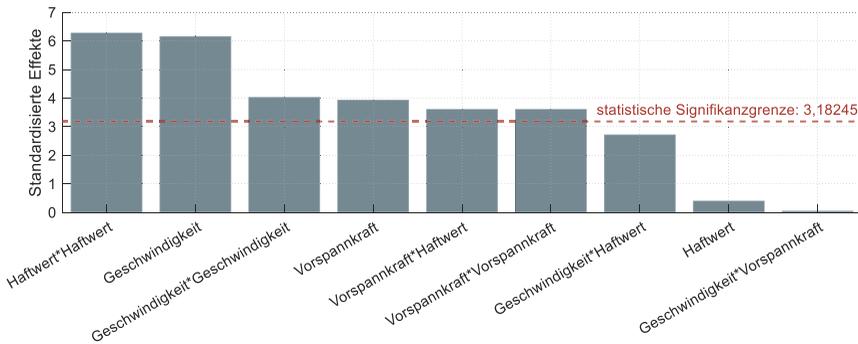


Abbildung 7-8: Effektdiagramm der DoE Versuche

Eine Zunahme der Wickelgeschwindigkeit geht mit einer Abnahme der mittleren Abweichung zwischen Soll- und Ist-Wickelpfadposition einher. Die Vorspannkraft führt bei etwa 80 N zu minimalen Abweichungen im betrachteten Versuchsraum. Berücksichtigt werden muss dabei, dass die Versuche mit sehr hohen Vorspannkraften teilweise zu einer Verformung und Verschiebung des Profilständers führten und die Ergebnisse daher fehlerbehaftet sind. Die Oberflächenvorbehandlung mit Aceton und somit das Vorliegen eines mittleren Haftwerts minimiert den Wickelfehler. Insgesamt sind die Unterschiede in den Abweichungen bei den einzelnen Konfigurationen allerdings deutlich unter 1 mm und daher gering. Insbesondere die Auswertung des Haftwerts ist aufgrund der geringen Abweichung und des niedrigen standardisierten Effekts wenig aussagekräftig.

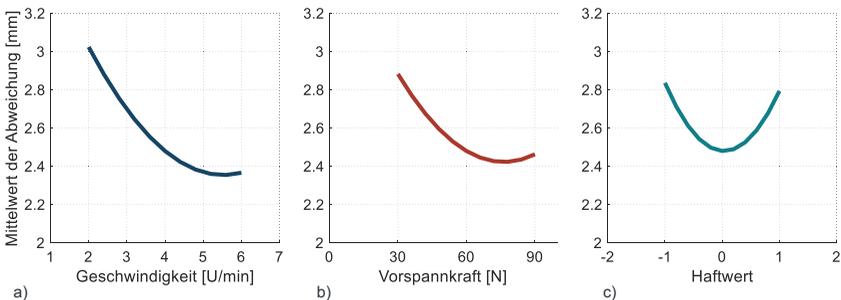


Abbildung 7-9: Einflussdiagramm der DoE Versuche

Die Auswertung der vier Messreihen mit identischer Zentrumskonfiguration (C) (Abbildung 7-10) zeigt eine hohe Reproduzierbarkeit der Versuche. Abgesehen von einem Ausreißer nach der ersten Wicklung bei Versuch 4, liegen die Schwankungen in den Abweichungen zumeist unter 1 mm. Auch der grundsätzliche Trend der Zunahme von Abweichungen mit fortschreitendem Wickelvorgang spiegelt sich in allen vier Versuchen gleichermaßen wieder.

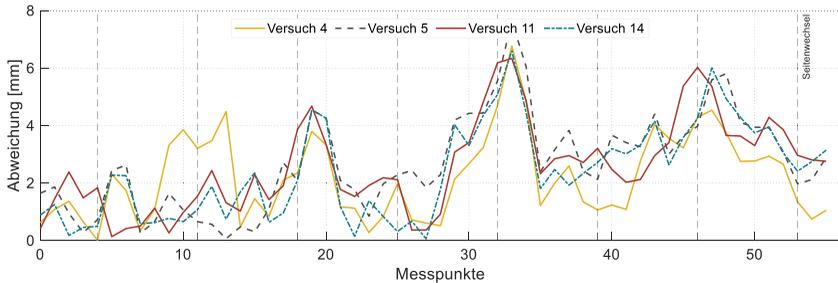


Abbildung 7-10: Verlauf der berechneten Abweichungen entlang der Messpunkte für die Versuche mit Zentrumskonfiguration (Versuch 4, 5, 11, 14) (in Anlehnung an (A_Denk 2019))

Neben den Wickelversuchen aus dem statistischen Versuchsplan, können einzelne Tendenzen durch gezielte Variation von Prozessparametern untersucht werden. Die Wickelpfade des X-Wickelmusters weichen deutlich stärker von der Soll-Position ab, als die des V-Wickelmusters (Abbildung 7-11 a). Insbesondere bei der dritten Wicklung ist ein deutlicher Wickelfehler zu erkennen, welcher sich bei der vierten Wicklung wieder minimiert. Erkennbare Abweichungen weisen auch das I-Wickelmuster mit Seitenwechsel auf (Abbildung 7-11 b). Über den gesamten Verlauf ist ein Wickelfehler erkennbar, welcher im Bereich der zweiten und vierten Wicklung ein Maximum erreicht.

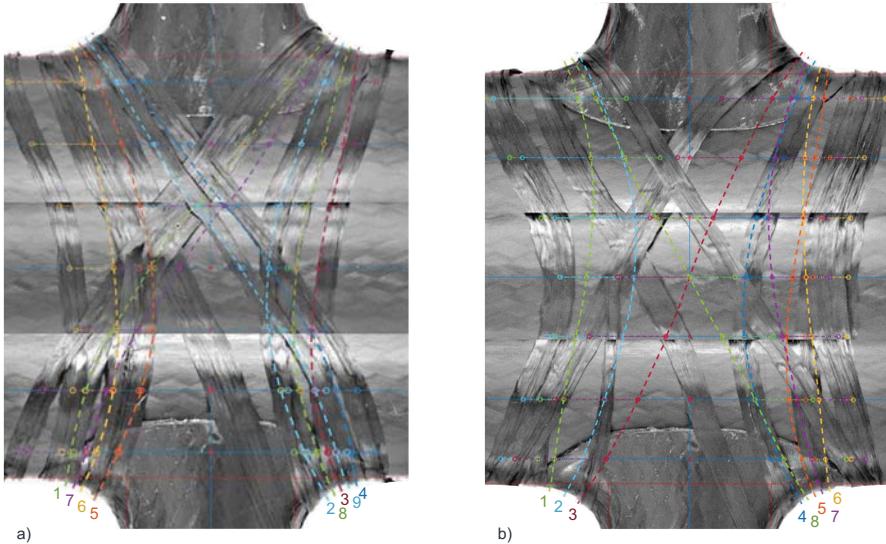


Abbildung 7-11: Soll Positionen der realen Wicklungen mit geplottetem Verlauf der modellierten Soll-Positionen (auf Ebene projiziert; a) Versuch 17, b) Versuch 19

Der Verlauf aller, über jeweils zwei identische Versuche gemittelten, Abweichungen ist in Abbildung 7-12 aufgetragen. Als Vergleichsreferenz dient die zentrale Konfiguration des *Box-Behnken*-Versuchsplans. Auch über alle Messpunkte hinweg zeigt sich die deutliche Zunahme der mittleren Abweichungen beim *X- und I-Wickelmuster mit Seitenwechsel* im Vergleich zur Zentrumskonfiguration (Versuche 17-20). Die Erhöhung des Sicherheitsabstands α_{safety} auf 25 mm wirkt sich nur gering negativ auf den Wickelfehler aus. Der Einfluss durch die Beschränkung des Kippwinkels φ kann vernachlässigt werden (Versuche 21-24). Eine Verschiebung der zu umwickelnden Profile aus dem Wickelzentrum heraus in positive y -Richtung führt zu einem ähnlichen Verlauf der Abweichungen wie bei der Zentrumskonfiguration, allerdings mit leicht überhöhten Werten. Die Ergebnisse der Versuche mit einer Verschiebung in negative y -Richtung hingegen zeigen eine leichte Verringerung des Fehlers. Große, mittlere Abweichungen verursacht eine Verschiebung der Profile in negative z -Richtung.

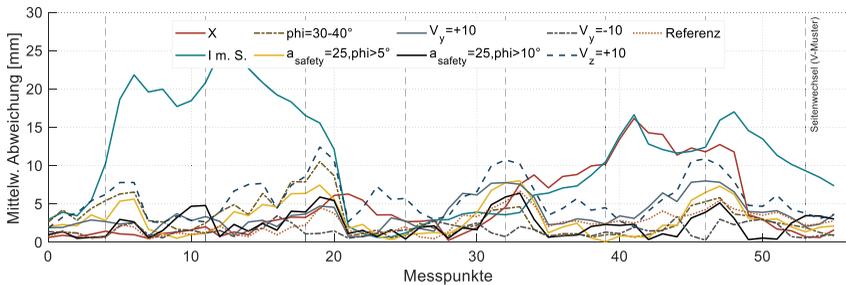


Abbildung 7-12: Verlauf der berechneten Abweichungen entlang der Messpunkte für die Mittelwerte der Nachversuche (in Anlehnung an (A_Denk 2019))

Insgesamt befindet sich der Mittelwert der Abweichungen der Nachversuche, abgesehen von den Versuchen mit *X-* und *I-Wickelmuster mit Seitenwechsel* sowie der Verschiebung der Profile in negative *z*-Richtung, auf einem ähnlichen Niveau wie bei den Versuchen aus der *Box-Behnken*-Versuchsreihe. Die maximale Abweichung nimmt allerdings in einzelnen Fällen deutlich zu wie den Werten aus Tabelle 7-6 entnommen werden kann.

Tabelle 7-6: Ergebnisse der Nachversuche (in Anlehnung an (A_Denk 2019))

Versuch	Variation	Maximale Abweichung	Mittelwert der Abweichung
17	<i>X-Muster</i>	17,10 mm	4,41 mm
18	<i>X-Muster</i>	26,35 mm	10,76 mm
19	<i>I-Muster mit Seitenwechsel</i>	15,21 mm	4,39 mm
20	<i>I-Muster mit Seitenwechsel</i>	25,53 mm	11,28 mm
21	$\alpha_{safety} = 25\text{mm}$ bei $\varphi > 5^\circ$	8,56 mm	3,03 mm
22	$\alpha_{safety} = 25\text{mm}$ bei $\varphi > 5^\circ$	12,51 mm	3,29 mm
23	$\alpha_{safety} = 25\text{mm}$ bei $\varphi > 10^\circ$	7,39 mm	2,41 mm
24	$\alpha_{safety} = 25\text{mm}$ bei $\varphi > 10^\circ$	8,83 mm	3,77 mm
25	$\varphi = [30^\circ - 40^\circ]$	7,84 mm	3,04 mm
26	$\varphi = [30^\circ - 40^\circ]$	8,72 mm	4,27 mm
27	Verschiebung <i>y</i> -Richtung: 10 mm	5,84 mm	2,14 mm
28	Verschiebung <i>y</i> -Richtung: 10 mm	7,45 mm	2,47 mm
29	Verschiebung <i>y</i> -Richtung: -10 mm	4,11 mm	1,66 mm
30	Verschiebung <i>y</i> -Richtung: -10 mm	3,51 mm	1,40 mm
31	Verschiebung <i>z</i> -Richtung: -10 mm	12,67 mm	5,32 mm
32	Verschiebung <i>z</i> -Richtung: -10 mm	12,20 mm	6,10 mm

Während allen Wickelversuchen treten aufgrund der Verlangsamung der Rotorgeschwindigkeit beim Seitenwechsel des Querprofils keine Kollisionen auf (siehe Kapitel

6.2.2). Dementsprechend kann das Modell zur Ableitung von kollisionsfreien Wickelbewegungen (Kapitel 5.5) als valide betrachtet werden. Die kalkulierte Prozesszeit (Formel 5-64) stimmt mit einer maximalen Abweichung von 3,8 % mit der real gemessenen Zeit überein. Die maximale Abweichung der berechneten, notwendigen Faserlänge pro Wickelversuch (Formel 5-37) beträgt 0,9 %. Die Vergleichswerte für Verbindungen mit fünf Umwicklungen ($n_{wick} = 4$) sind in Tabelle 7-7 und Tabelle 7-8 dargestellt.

Tabelle 7-7: Vergleich der berechneten und realen Prozesszeit beim Fügewickeln mit V-Wickelmuster

Geschwindigkeit	Kalkulierte Zeit	Reale Zeit	Abweichung
2 U/min	260 s	250 s	3,8 %
4 U/min	140 s	145 s	3,6 %
6 U/min	107 s	110 s	2,8 %

Tabelle 7-8: Vergleich der berechneten und realen, benötigten Faserlänge beim Fügewickeln

Wickelmuster	Kalkulierte Länge	Reale Länge	Abweichung
V-Muster	1170 mm	1160 mm	0,9 %
X-Muster	1255 mm	1255 mm	0,0 %
I-Muster mit Seitenwechsel	1085 mm	1085 mm	0,0 %

7.3 Diskussion der Ergebnisse

Das Ziel der vorliegenden Arbeit bestand darin, durch die Modellierung des Fügewickelprozesses einen wesentlichen Beitrag zum Verständnis des neuartigen Fügeverfahrens und der Wirkzusammenhänge zu leisten. Um dies zu erreichen, wurde die Erfüllung der jeweils definierten Teilziele angestrebt (Kapitel 3.1). Im Folgenden werden die Ergebnisse hierzu zusammengefasst und diskutiert.

Identifikation und Charakterisierung relevanter Einflussgrößen im Fügewickelprozess

Auf Grundlage einer detaillierten Analyse des aktuellen Stands der Forschung und Technik im Bereich des Faserwickelns war es möglich die für den Fügewickelprozess maßgeblichen Einflussfaktoren zu bestimmen und systematisch zu kategorisieren. Zusätzliche, manuelle Wickelversuche deckten das Potential, gleichzeitig aber auch die Gestaltungsgrenzen der einzelnen Wickelmuster auf. Insbesondere wird die Gestaltungsfreiheit durch die Eigensteifigkeit der vorimprägnierten Towpregs sowie durch die konstruktiven und maschinellen Randbedingungen des Wickelrings beschränkt. Aus den Betrachtungen resultieren vier grundsätzlich unterschiedliche, globale Wickelmuster in Form von V-, X- und I-Wickelmuster sowie I-Wickelmuster mit Seitenwechsel.

Als maßgeblicher Parameter beim Faserwickeln zur Sicherstellung der Rutschsicherheit bei der Ablage erwies sich die Reibung zwischen Fasern und Profilloberfläche. Um den Einfluss grundsätzlich zu untersuchen und zu charakterisieren, wurden experimentelle Reibversuche mit trockenen und vorimprägnierten Faserrovings durchgeführt. Dabei wurde der einfache Zugschlittenversuch mit einem speziellen Faserwickelversuch zur Ermittlung des Rutschkoeffizienten verglichen. Während die Ergebnisse für die trockenen Fasern nachvollziehbar waren, traten bei den vorimprägnierten Towpregs durch die Eigensteifigkeit, die Temperaturabhängigkeit sowie die Klebrigkeit variierende Ergebnisse mit geringer Reproduzierbarkeit auf. Die Durchführung zusätzlicher Versuche zur Ermittlung quantitativer Rutschkoeffizienten wird hier notwendig sein.

Insgesamt bieten die vorgestellten Reibungsversuche die Möglichkeit den Rutschkoeffizienten als Inputparameter für die Wickelpfadmodellierung abzuschätzen. Aufgrund der teilweise aufgetretenen Schwankungen in den Ergebnissen ist es sinnvoll das maximale Krümmungsverhältnis für die Modellbildung konservativ anzunehmen. Somit kann ein ungewolltes Abrutschen der Fasern bei der Ablage verhindert werden und die Reproduzierbarkeit des Prozesses erhöht werden.

Modellierung der Wickelpfade und Wickelmuster beim Fügen zweier Hohlprofile mittels Faserwickeln durch eine rotierende Wickleinheit

Mit einer Parametrisierung der Profile, insbesondere der Flanschzone, war es möglich die Profilgeometrien mathematisch zu beschreiben. Diese Beschreibung der Oberflächen diente als Grundlage für die Modellierung der Wickelpfade mit Hilfe eines schrittweisen Algorithmus zur Generierung von rutschsicheren, nicht-geodätischen Wicklungen auf dem Querprofil. Im Bereich des Längsprofils fand eine Weiterführung der Pfade mittels einer kubischen Ansatzfunktion statt. Durch eine systematische Kombination der Wickelenden am Quer- und Längsprofil konnten unterschiedliche Wickelmuster erfolgreich realisiert werden.

Die erarbeitete Methodik zur Modellierung ermöglicht die Ausschöpfung der Flexibilität des Wickelverfahrens. Neben rechtwinkligen Verbindungen können auch solche ungleich 90 Grad modelliert werden. Die Ausgestaltung der Pfade ist dabei unmittelbar abhängig von der Geometrie der Fügezone und der Beschaffenheit der Ablageoberfläche. Die Vernachlässigung der Dicke der Rovings vereinfacht die Modellbildung deutlich, führt allerdings gleichzeitig auch zu Abweichungen zwischen dem Modell und den

realen Wicklungen. Ebenfalls werden Abweichungen durch die notwendige Diskretisierung der Wicklungen verursacht. Insgesamt haben diese Abweichungen allerdings einen geringen Einfluss auf die grundsätzliche Ausgestaltung der Wickelpfade- und muster und können daher vernachlässigt werden.

Zusammengefasst ist die Modellierung der speziell für das Fügewickelverfahren notwendigen, nicht-geodätischen Wickelpfade und der damit verbundenen Wickelmuster als erfolgreich anzusehen.

Erarbeitung einer Vorgehensweise zur Auslegung und Optimierung der Wickelverbindung mit Hilfe von Finite Elemente Simulationen

Auf Basis der mathematischen Modellierung der Oberflächengeometrien und der Wickelpfade gelang es eine Methodik abzuleiten, welche einen automatisierten *FEM*-Modellaufbau ermöglicht. Dieser wiederum kann zukünftig genutzt werden, um die Wickelverbindung auszulegen, aber auch um mit dem vorgestellten, iterativen Verfahren eine Optimierung hinsichtlich der Wickelpfade durchzuführen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine grundsätzliche Vorgehensweise zur Übertragung der modellierten Wickelpfade in eine Festigkeitssimulation erarbeitet. Um eine vollständige Analyse und Optimierung durchführen zu können, bedarf es allerdings weiterer, fundamentaler Untersuchungen bezüglich des Schädigungsverhaltens der Wickelverbindung. In mechanischen Tests mit kombinierten Lastfällen muss die Schnittstelle zwischen den Wicklungen und der Oberfläche charakterisiert und in ein entsprechendes Fehlerkriterium übertragen werden. Gleichzeitig muss die Aushärtung der vorimprägnierten Halbzeuge analysiert werden, um die Anhaftung zwischen den Wicklungen und der Profiloberfläche zu optimieren.

Die Modellgüte der vorgestellten Simulationsmethodik hängt neben dem zugehörigen Fehlerkriterium und den Materialkennwerten von der Qualität des erzeugten Netzes ab. Dieses wurde im Rahmen der Arbeit automatisch mit Hilfe in *Abaqus CAE* vorimplementierter Algorithmen erzeugt. Eine spezielle Anpassung und Netzverfeinerung in kritischen Geometriebereichen fand nicht statt. Aus diesem Grund können gerade im Übergangsbereich zwischen Flansch und Längsprofil Spannungsspitzen in der Simulation auftreten, welche auf eine unzureichende Vernetzung zurückzuführen sind.

Insgesamt ist die erarbeitete Vorgehensweise und Methodik zur Auslegung sowie Optimierung der Wickelverbindung als vollständig anzusehen. Sie konnten mit Hilfe von vereinfachten Materialkennwerten und –modellen erfolgreich validiert werden. Eine

konkrete Bewertung der Tragfähigkeit von Wickelverbindungen setzt weitere, detaillierte Untersuchungen des Materialverhaltens in der Verbindung voraus und lag daher außerhalb der Betrachtungsgrenzen der vorliegenden Arbeit.

Modellierung der Bewegungen der Wickeleinheit und des Vertikal-Knickarm-Roboters durch eine kinematische Simulation

Die vollständige Modellierung und Diskretisierung der Wickelpfade erlaubte eine kollisionsfreie Simulation der Bewegungen von Vertikal-Knickarm-Roboter und Wickeleinheit. Hierzu war es notwendig die Wickelhardware geometrisch zu beschreiben sowie die erlaubten Bewegungsrichtungen zu definieren. Mit Hilfe eines iterativen Algorithmus und den mathematischen Grundlagen zur Berechnung der inversen Kinematik gelang es, die sechs Gelenkwinkelstellungen des Roboters sowie die Winkelstellung des Wickelrings für jeden einzelnen Wickelpfadpunkt zu bestimmen.

Die Bewegungsfreiheit der Wickelkinematik und somit die Flexibilität des Verfahrens wird maßgeblich durch die geometrischen Abmaße des Wickelrings beeinflusst. Je breiter dieser ist, desto geringer ist der zur Verfügung stehende Wickelbereich bei Kollisionsvermeidung. Dementsprechend ungenau wird die Ablage der Wickelpfade aufgrund von notwendigen Abweichungen von der idealen Bewegungsbahn. Um diese verfahrensbedingten Abweichungen bereits bei der Auslegung zu berücksichtigen wird die Einführung von entsprechenden Sicherheitsfaktoren in der Modellbildung empfohlen. Die konkrete Ausprägung dieser Sicherheitsfaktoren muss zukünftig auf Basis von experimentellen und simulativen Tragfähigkeitsuntersuchungen der Fügeverbindung abgeleitet werden.

Insgesamt konnten sowohl die Bewegungen der Wickeleinheit, als auch die des Vertikal-Knickarm-Roboters mit Hilfe von Kollisionsalgorithmen und auf Basis der Wickelpfade erfolgreich modelliert werden.

Entwicklung einer Methodik zum Postprocessing der Bewegungen beim Fügewickeln durch eine Fusion des Wickelpfad- und kinematischen Modells

Um die Wickelbewegungen ausgehend von dem Wickelpfadmodell auch vom Vertikal-Knickarm-Roboter und Wickelring umsetzen zu können, war ein Postprocessing notwendig. Grundlage dessen war die Entwicklung einer Steuerungsarchitektur, welche sich aus einer speicherprogrammierbaren Leitsteuerung, einem Computer, der die Schnittstelle zum Benutzer bildet, sowie einer Robotersteuerung zusammensetzt. Durch die Verknüpfung der Peripherie über größtenteils sichere Ein- und Ausgänge

konnte eine durchgehende Kommunikation ermöglicht werden. Die Roboterlagen wurden über einen eigens implementierten *Parser* automatisiert in maschinenlesbare Fahrbefehle umgewandelt. Diese Befehle wiederum konnten anschließend mit Hilfe der Leitsteuerung im Echtzeit-Teil der Robotersteuerung ausgeführt werden.

Um sicherzustellen, dass die Bewegungen des Rotors und des Roboters zu jedem Zeitpunkt mit den modellierten Bewegungen übereinstimmen und somit keine Kollision auftritt, war eine Synchronisierung der Bewegungen notwendig. Durch die nahezu Echtzeit-Erfassung und Auswertung der Rotorwinkel in der Leitsteuerung konnte die Geschwindigkeit und somit die Lage des Roboters geregelt werden.

Insgesamt ermöglichte die Kombination der erarbeiteten Modelle eine erfolgreiche Implementierung einer modellbasierten Regelung, die es erlaubt die Bewegungssimulation automatisiert in einen realen Prozess zu überführen.

Validierung des Wickelpfadmodells sowie der Bewegungssimulation

Die Modellierung der Wickelpfade zusammen mit der Modellierung der Bewegungen während des Wickelvorgangs und dem zugehörigen Postprocessing erlaubte die Durchführung von Validierungsversuchen. Hierbei wurden mit Hilfe der optimierten Wickeleinheit und einem Vertikal-Knickarm-Roboter rechteckige Fügeverbindungen hergestellt. Die Prozessparameter *Rotorgeschwindigkeit*, *Vorspannkraft* und *Haftwert* wurden basierend auf einem statistischen Versuchsplan systematisch variiert. Zudem konnten Effekte durch gezielte Änderungen einzelner Parameter in zusätzlichen Versuchen sichtbar gemacht werden. Die Auswertung der Ergebnisse geschah mittels Fotoaufnahmen der umwickelten Fügezone. In diesen Aufnahmen konnte die Ist-Position der realen Wicklungen mit den Soll-Positionen aus der Modellierung anhand einer in entwickelten und implementierten Methodik verglichen werden.

Bei den Versuchen des statistischen Versuchsplans betragen die Abweichungen der Mittelwerte für das gesamte Wickelmuster zwischen 2,22 und 3,53 mm, was 27 – 44 % der Rovingbreite entsprach. Insgesamt waren die Einflüsse der untersuchten Parameter allerdings gering. Mit zunehmender Rotorgeschwindigkeit sanken die Abweichungen vom Soll-Pfad tendenziell. Dieser Trend hängt mit dem Abspulverhalten der bei Raumtemperatur leicht klebrigen Towpregs zusammen. Beim Abwickeln haften diese leicht aneinander fest, was ein ruckartiges, diskontinuierliches Abziehen verursacht. Je langsamer die Rotorgeschwindigkeit und somit die Abzugsgeschwindigkeit ist, desto stärker sind die Vorspannungsschwankungen durch das ungleichmäßige Abziehen,

was wiederum die Ablagequalität negativ beeinflusst. Bei der Auswertung der Vorspannkraft zeigte sich ein Optimum bei mittleren Kräften von etwa 80 N. Berücksichtigt werden muss hierbei, dass sich bei den Versuchen mit einer Vorspannkraft von 90 N der Ständer der Profile aufgrund der hohen Zugkraft teilweise verformte und verschob. Dementsprechend können die vergleichsweise höheren Abweichungen auf Positionierungsfehler des Profilständers während des Wickelvorgangs zurückgeführt werden. Der Haftwert als Parameter in den Validierungsversuchen wies keinen signifikanten Einfluss auf. Bei den Versuchen mit sehr glatter Oberfläche war ein leichter Anstieg der mittleren Abweichungen festzustellen. Diese Verschlechterung der Ablagegenauigkeit lässt sich durch die Tatsache erklären, dass das maximal mögliche Krümmungsverhältnis der Fasern auf der Oberfläche mit $\lambda_{max} = 0,23 \mu m$ kleiner war als der bei der Modellierung angenommene Wert von $\lambda = 0,3 \mu m$. Dementsprechend war die Rutschsicherheit nicht gewährleistet und ein Abgleiten bei der Ablage konnte in kritischen Bereichen auftreten.

Die Ergebnisse der Nachversuche zeigten deutlich größere Abweichungen der realen Wickelpfade von der Soll-Position beim *X-* und *I-Wickelmuster mit Seitenwechsel* als beim *V-Wickelmuster*. Diese Tendenz hängt mit der Struktur der Wickelmuster und den kinematischen Randbedingungen des Wickelrings zusammen. Beide Wickelmuster beinhalten nahezu parallel zur Längsachse des Querprofils verlaufende Umwicklungen. Um dieses zentrisch wickeln zu können, müsste sich der Wickelring sehr nah am Querprofil befinden, was aufgrund der notwendigen Kollisionsrandbedingungen allerdings nicht möglich ist. Um dennoch die notwendigen, kollisionsfreien Bewegungen berechnen zu können, findet ein Abweichen von der Idealbewegung statt, was zu Ungenauigkeiten führt. Bei den Nachversuchen mit vergrößertem Sicherheitsabstand zu den Profilen und eingeschränktem Kippwinkel erhöhten sich die mittleren Abweichungen ebenfalls. Auch diese Tendenzen können auf den eingeschränkten Bewegungsfreiraum des Wickelrings und der damit verbundenen Abweichung von der Idealbewegung zurückgeführt werden. Die bewusste Verschiebung des Profilständers in *z*-Richtung erzeugte ungleichmäßige Wickelmuster und damit einhergehend größere Abweichungen vom Soll-Wickelmuster. Die Verschiebung in *y*-Richtung hingegen führte zu nahezu keiner Veränderung der Abweichungen.

Die Reproduzierbarkeit des Wickelvorgangs wurde durch die viermalige Herstellung einer Verbindung mit gleichen Parametern nachgewiesen. Die Ergebnisse zeigten überwiegend Schwankungen im Bereich von unter 1 mm, was eine hohe Reproduzierbarkeit

bedeutet. Der grundsätzliche Verlauf der Abweichungen ähnelte sich über alle Versuche hinweg. Jeweils zu einem Seitenwechsel hin stieg die Abweichung von einem niedrigen Niveau an und fiel anschließend wieder auf ein leicht höheres Niveau ab. Der dadurch entstandene Fehler akkumulierte sich während des Wickelprozesses und wuchs nahezu kontinuierlich an. Der Anstieg im Bereich des Seitenwechsels ist auf ein Ausweichen zur Kollisionsvermeidung zurückzuführen.

Insgesamt müssen bei allen Auswertungen der Validierungsversuche die im Modell getroffenen Vereinfachungen und notwendige Randbedingungen sowie Messunsicherheiten berücksichtigt werden. In der Modellierung wird die Rovingspannung als konstant angenommen und geht daher nicht in die Berechnungen ein. Zwar wurde eine Vorspannungsregelung entwickelt und implementiert, die eine gleichbleibende Spannung erzeugen soll, allerdings besitzt auch diese Ungenauigkeiten in der Messung der Fadenspannung sowie der Regelung. Auch können Vibrationen während der Rotation des Wickelrings zu Schwankungen in den Prozessbedingungen und damit einhergehend zu nicht berechenbaren Ungenauigkeiten in der Ablage führen. Eine ungenaue Positionierung des Profilständers führt darüber hinaus zu Abweichungen, welche nicht mit dem Wickelprozess an sich zusammenhängen. Durch das Überschleifen von Raumpunkten mit dem Vertikal-Knickarm Roboter wird auf der einen Seite eine kontinuierliche Bewegung sichergestellt, auf der anderen Seite führt dies allerdings zu geringen Abweichungen von der vorgesehenen Bewegungstrajektorie. Die Auswertung der Bildaufnahmen der Fügezone zur Ermittlung der Differenzen zwischen Soll- und Ist-Position der Wickelpfade geschieht durch eine manuelle Markierung der einzelnen Wicklungen in mehreren Ebenen. Auch diese händische Auswahl ist unsicherheitsbehaftet und verursacht Abweichungen, welche unabhängig vom eigentlichen Wickelprozess sind.

Um die Gesamtheit der Unsicherheiten und Abweichungen zukünftig im Auslegungsprozess der Fügeverbindung zu berücksichtigen wird die Einführung entsprechender Sicherheitsfaktoren empfohlen. Diese müssen in zukünftigen Arbeiten durch die experimentelle und simulative Untersuchung der Tragfähigkeit der Verbindung ermittelt werden.

Im Rahmen der Wickelversuche wurde zudem das entwickelte Bewegungsmodell validiert. Während allen Versuchen konnten Kollisionen zwischen dem Wickelring und den Profilen vermieden werden. Aus diesem Grund ist der Algorithmus zur Kollisionsvermeidung als valide anzusehen. Die Berechnung der Prozesszeit für den Fügewickelvorgang auf Basis der Modellierung stimmt mit einer maximalen Abweichung von 3,8 %

mit der real gemessenen Zeit überein. Dieser Unterschied ist als sehr gering zu bewerten und wird auf die Beschleunigungs- und Verzögerungszeiten der Antriebsmotoren zurückgeführt, welche im Modell nicht berücksichtigt werden. Die berechnete, benötigte Rovinglänge für ein definiertes Wickelmuster wich mit maximal 0,9 % Abweichung nahezu nicht von der realen Länge ab. Sowohl das Modell zur Berechnung der Prozesszeit als auch das Modell zur Ermittlung der benötigten Rovinglänge sind daher als valide anzusehen.

Die Methoden und Algorithmen zur Modellierung der Wickelpfade, der Durchführung der *FEM*-Optimierung, der Simulation der Bewegungen sowie der bildbasierten Auswertung bilden zusammen mit einer Datenbank das Back-End eines in *Matlab R2019a* implementierten Tools für den Fügewickelprozess. Zur Erhöhung der Nutzerfreundlichkeit bietet das Tool als Front-End eine graphische Benutzeroberfläche (*GUI*), welche sich aus sieben separaten Registern zusammensetzt (Abbildung 7-13). Diese Aufteilung dient der Übersichtlichkeit und führt den Nutzer durch die einzelnen Schritte der *CAE*-Prozesskette. Auf der Startseite *Start* können die Geometrie- und Wicklungsparameter zur Modellierung der Wickelpfade eingegeben werden. Die Ergebnisse der Modellierung sowie der Verlauf der Rutschneigung entlang des Pfades werden in der zweiten Registerkarte *Wickelpfad* grafisch dargestellt. Das darauffolgende Register *FEM-Simulationsparameter* dient der Spezifikation der *FEM*-Simulation durch die Eingabe von Belastungen, der Auswahl von Materialien sowie der Festlegung von Optimierungskriterien. Im Fenster *FEM-Simulationsergebnisse* werden die Simulations- und Optimierungsergebnisse wiederum grafisch aufgeführt. Die Eingabe der bewegungsrelevanten Parameter wie die Positionierung der Profile im Raum sowie die Wickelgeschwindigkeit geschieht in der Registerkarte *Bewegungsparameter*. Eine dreidimensionale Simulation der Wickelbewegung und die Anzeige der Prozesszeit wie auch benötigter Faserlänge bietet das Fenster *Robotersimulation*. Gleichzeitig ermöglichen Steuerelemente das reale Vorbereiten und Starten des Fügewickelprozesses. Hierzu ist das Tool im Back-End direkt mit der Steuerung (*SPS*) verbunden und kann Befehle aus der Benutzeroberfläche unmittelbar verarbeiten. Im letzten Register Auswertung kann die Abweichung der Ist-Position der Wickelpfade mit den Soll-Werten aus der Modellierung anhand von importierten Kamerabildern verglichen werden. Die Ergebnisse dienen als Richtwert für eine Beurteilung der Qualität der Fügeverbindung.

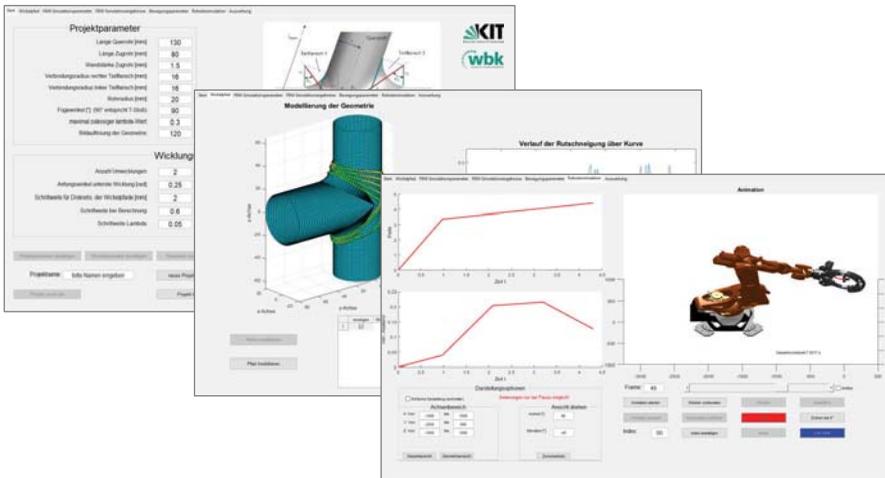


Abbildung 7-13: Graphische Benutzeroberfläche zur parameterbasierten Modellierung und Steuerung des Fügewickelprozesses

Das implementierte Tool verknüpft somit die erarbeiteten Einzelmodule (Abbildung 3-1) im Back-End mit einer strukturierten Benutzeroberfläche im Front-End. Diese vollständige CAE-Prozesskette ermöglicht Anwendern demnach den einfachen Zugang zum komplexen Fügewickelprozess ohne dabei spezielle Programmierkenntnisse zu benötigen. Gleichzeitig macht es erstmalig die offline Programmierung der Bewegungsbahnen für den Fügewickelprozess möglich und leistet damit einen wesentlichen Beitrag zur industriellen Anwendung dieser innovativen Technologie.

8 Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Ein verändertes ökologisches Bewusstsein und gesetzliche Rahmenbedingungen führen in industriellen Anwendungen zum vermehrten Einsatz von Leichtbaukomponenten aus Faserverbundwerkstoffen. Vor diesem Hintergrund fokussiert die vorliegende Arbeit daher ein neuartiges Verfahren zum Fügen von Hohlprofilen aus derartigen Verbundwerkstoffen. Erste grundlegende Untersuchungen zum Wickelprozess mit einem Wickelring, geführt von einem Vertikal-Knickarm-Roboter, wurden hierzu in (Schädel 2014) angestellt. Aufbauend auf den beschriebenen Erkenntnissen lag das Ziel dieser Arbeit in der Modellierung der Wickelverbindung und des zugehörigen Fügeprozesses zur Erhöhung der Flexibilität und Reproduzierbarkeit des Verfahrens.

Das Faserwickeln zum Fügen von Hohlprofilen grenzt sich gemäß des Stands der Forschung und Technik durch das hohe Leichtbaupotential und die große Gestaltungsfreiheit von den bisher bestehenden Fügetechniken ab. Um dieses Potential vollständig ausnutzen zu können ist allerdings eine vollständige Modellierung von Wickelpfaden und -mustern sowie der Bewegungen im Prozess notwendig. Ansätze hierfür wurden auf Basis von geometrischen und schrittweisen Methoden bereits vorgestellt. Diese beziehen sich aber vorwiegend auf das klassische Faserwickeln mit rotierendem Dorn und auf einfache, rotationssymmetrische Geometrien.

Um die bestehenden Defizite zu beheben und das Ziel einer Modellierung des Fügewickelverfahrens zu erreichen wurde ein modularer Lösungsansatz vorgestellt. Dieser setzt sich aus Einzelmodulen für die Modellierung der Wickelpfade, die Methodik zur Simulation der mechanischen Tragfähigkeit der Verbindung, der Modellierung der Kinematik sowie einem Einzelmodul zur Validierung zusammen. Die einzelnen Module interagieren über ein zentrales Hauptmodul und wurden mit Hilfe der Software *Matlab R2019a* implementiert.

Im ersten Schritt wurden die für die Modellierung relevanten Einflussgrößen identifiziert und die Varianz an möglichen Wickelmustern durch manuelle Wickelversuche ermittelt. Die Reibung der Fasern beim Ablegen auf der Profilloberfläche wurde als wichtiger Parameter bei der Modellbildung detaillierter untersucht. In experimentellen Versuchen wurde der Rutschkoeffizient für unterschiedliche Materialpaarungen ermittelt und diente

als Obergrenze für die Abweichung maximale Abweichung der Wickelpfade von der geodätischen Idealkurve bei der Wickelpfadgestaltung.

Die erfolgreich validierte Modellierung der Wicklungen zur Erzeugung der Fügeverbindung erforderte zunächst die mathematische Beschreibung der Oberflächen beider Profile. Auf dieser Grundlage werden die Wickelpfade auf dem flanschförmigen Bereich des Längsprofils mittels eines schrittweisen Algorithmus zur Generierung nicht-geodätischer Kurven erzeugt. Diese Kurven werden im Übergangsbereich zwischen beiden Profilen tangential weitergeführt und auf dem Längsprofil mit Hilfe einer kubischen Ansatzfunktion modelliert. Ein iterativer Algorithmus optimiert dabei den Kurvenverlauf hinsichtlich der maximalen Rutschneigung, um ein Verrutschen der Fasern durch zu große Krümmungsänderungen beim Ablegen zu vermeiden. Darüber hinaus ermöglicht die erarbeitete Methodik zum Aufbau einer *FEM*-Simulation, mit zukünftig zu ermittelnden Materialkenngrößen, qualitative Aussagen über die Tragfähigkeit der modellierten Fügeverbindung zu treffen. Der vollständig automatisierte und erfolgreich validierte Modellaufbau lässt zudem eine iterative Optimierung der Wickelmuster in Bezug auf die Wicklungsanzahl und hinsichtlich der gewünschten Mindestfestigkeit und -steifigkeit zu. Die erfolgreich validierte Modellierung der Bewegungen während des Prozesses basiert auf einer geometrischen Betrachtung des Vertikal-Knickarm-Roboters sowie des Wickelrings. Zusammen mit den diskreten Punkten des modellierten Wickelmusters sowie den Geometrieparametern der Profile können die einzelnen Gelenkstellungen sowie der Rotorwinkel des Wickelrings mittels inverser Kinematik für jeden Bewegungsschritt ermittelt werden. Dabei wird in jedem Berechnungsschritt ein iterativer Algorithmus zur Kollisionsvermeidung des Wickelrings mit den Profilen angewendet.

Die Wickeleinheit wurde konstruktiv umgestaltet und in einem Prototyp mit neuem Antriebs- und Lagerungskonzept des Rotors sowie einem selbstregelnden Rovingvorspannungsmodul aufgebaut. Die Prozessbefehle werden von einer Speicherprogrammierbaren Steuerung ausgeführt, welche die Bewegungen des Wickelrings und des Vertikal-Knickarm-Roboters anhand einer modellbasierten Regelung synchronisiert. Die für die Bewegungen notwendigen Steuerungsbefehle werden mittels einer entwickelten Methodik automatisiert anhand der vorhandenen Modelle abgeleitet und in maschinenlesbare Schritte übersetzt.

Die abschließende Validierung der Modelle erfolgte durch experimentelle Wickelversuche mit unterschiedlichen Profilen auf Basis einer statistischen Versuchsplanung (*DoE*). Die hergestellten Fügeverbindungen wurden kamerabasiert untersucht und die

Ist-Position der einzelnen Wicklungen mit den Soll-Positionen aus der Modellierung verglichen. Die Ergebnisse zeigten unter Berücksichtigung der getroffenen Annahmen und Vereinfachungen eine Abweichung der Mittelwerte zwischen Modell und realen Wicklungen von $2,22\text{ mm}$ bis $3,53\text{ mm}$. Um diese Abweichungen bei der zukünftigen Auslegung von Wickelverbindungen zu berücksichtigen, wurde die Einführung von Sicherheitsfaktoren empfohlen. Diese müssen in weiteren Arbeiten auf Basis von experimentellen und simulativen Versuchen definiert werden. Der Fehler bei der Abschätzung der Prozesszeit durch das Modell lag bei maximal $3,8\%$ und ist als gering zu bewerten. Die benötigte Rovinglänge für eine Wicklung konnte mit einer Ungenauigkeit von $0,9\%$ berechnet werden und stimmt daher sehr exakt mit dem realen Wert überein.

8.2 Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Modell zur Beschreibung von Wickelpfaden für das Fügen von Leichtbauprofilen beschrieben. Dieses Modell basiert wie in Kapitel 5.1 dargestellt auf einer vereinfachten Darstellung der Wicklungen unter Vernachlässigung der Dicke der Fasern. Dies führt dazu, dass jede Wickellage unmittelbar auf der Profiloberfläche modelliert wird, anstatt auf der vorherigen Lage. Um diese Vereinfachung zu umgehen und somit realitätsgetreuere Wickelmuster abbilden zu können, muss das bestehende Modell in zukünftigen Arbeiten um die Lagendicke erweitert werden. Hierzu ist es notwendig mit jeder Wicklung die Oberflächengeometrie erneut zu beschreiben, um die Aufdickung durch die zusätzlichen Fasern nachzubilden.

Die Methodik zur Simulation der mechanischen Tragfähigkeit der gewickelten Fügeverbindung erlaubt einen automatisierten Modellaufbau sowie eine Optimierung der Wicklungen hinsichtlich vorliegender Anforderungen. Das der Simulation zugrundeliegende Materialmodell ist bisher stark vereinfacht umgesetzt worden und berücksichtigt nicht die anisotropen Eigenschaften von faserverstärkten Verbundwerkstoffen. Eine Anpassung des Materialmodells sowie die Untersuchung und Implementierung des vorherrschenden Versagenskriteriums erhöht die Genauigkeit der Simulation und ermöglicht zukünftig das volle Potential der Füge-technik auszunutzen. Gleichzeitig ist es möglich durch experimentelle Versuche in Form von mechanischen Tests Rückschlüsse auf das Versagensverhalten zu ziehen und somit die Modellgüte zu erhöhen sowie entsprechende Sicherheitsfaktoren für die Auslegung abzuleiten. Darüber hinaus kann zukünft-

tig die Qualität der Simulation durch eine Verbesserung der Vernetzungsmethodik gesteigert werden. Hierzu ist es notwendig die Netzelemente am Flansch zu optimieren, um die Spannungen in diesem kritischen Bereich realitätsnah abbilden zu können.

Die flanschförmige Geometrie des Querprofils ermöglicht die Erzeugung eines Formchlusses beim Umwickeln mit Fasern. Diese für die Tragfähigkeit positive Geometrie lässt sich jedoch bisher nur aufwendig herstellen. Die Entwicklung neuartiger flexibler Formwerkzeuge sowie additiv gefertigter Zwischenelemente kann in Zukunft die Herstellung erleichtern und gleichermaßen die Produktionskosten senken.

Die bisherigen Betrachtungen zum Fügewickelverfahren beschränken sich auf Wicklungen mit rein duromeren Matrixsystemen. Diese sind in der Forschung und Industrie weit verbreitet, besitzen im Hinblick auf die Flexibilität und die Recyclingfähigkeit aber Nachteile gegenüber thermoplastischen Systemen. Eine Befähigung des vorgestellten Fügeverfahrens für vorimprägnierte Towpregs mit einer Matrix auf thermoplastischer Basis ermöglicht demnach neue Anwendungsgebiete und Einsatzmöglichkeiten. Notwendig hierfür ist die Integration einer Heizeinheit in den Wickelring, um die Towpregs während des Ablegevorgangs aufzuschmelzen und an der Oberfläche anhaften zu können.

Unter Berücksichtigung der genannten Aspekte kann das Faserwickeln mit rotierender Kinematik zukünftig als alternatives Fügeverfahren für Leichtbauprofile in industriellen Anwendungen angesehen werden.

Literaturverzeichnis

Literaturangaben mit dem Präfix „A_“, beispielsweise (A_Chen 2018) bezeichnen studentische Abschlussarbeiten, die vom Verfasser der vorliegenden Arbeit angeleitet wurden.

(A_Chen 2018)

Chen, Z.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2018), *Erstellung eines Matlab-Programms mit zugehöriger GUI zur mathematischen Modellierung von Wickelverbindungen im Fügewickelverfahren. Bachelorarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Denk 2019)

Denk, F.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2019), *Experimentelle Validierung des robotergeführten Fügewickelprozess für Leichtbauprofile mittels Bildauswertung. Masterarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_End 2018)

End, Y.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2018), *Aufbau und Inbetriebnahme eines Wickelrings zum automatisierten Fügen von Leichtbauprofilen im Faserwickelverfahren. Bachelorarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Freiberger 2019)

Freiberger, C. L.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2019), *Entwicklung und Inbetriebnahme einer elektrischen Fadenspannungsregelung für das Fügewickelverfahren zum Verbinden von Leichtbauprofilen. Bachelorarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Geiger 2017)

Geiger, J.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2017), *Weiterentwicklung und Konstruktion einer robotergeführten Einheit zum automatisierten Fügewickeln von Leichtbaustrukturen. Masterarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Gündisch 2018)

Gündisch, K. U.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2018), *Erstellung eines Bewegungsmodells für das Fügewickelverfahren zur flexiblen Herstellung von Leichtbauverbindungen. Masterarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Häbel 2017)

Häbel, B.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2017), *Experimentelle Untersuchung des Wickelverhaltens und der Muster beim Wickelfügen von Leichtbauprofilen mit unterschiedlichen Kohlenstofffaserhalbzeugen. Masterarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Hagemann 2017)

Hagemann, L. V.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2017), *Untersuchung der Reibeigenschaften von Kohlenstoffaserverroving zum Fügewickeln von Leichtbauprofilen. Masterarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Jocham 2016)

Jocham, H.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2016), *Entwicklung von Konzepten zur Wirtschaftlichkeitssteigerung des Wickelfügens am Beispiel zweier Hohlprofile im Faserverbundleichtbau. Masterarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Mayer 2017)

Mayer, T.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2017), *Modellierung der Kohlenstofffaser Ablegepfade beim Fügen von Leichtbau-Profilen im Wickelverfahren. Bachelorarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Scheid 2018)

Scheid, A.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2018), *FE-Simulation und Optimierung einer Knotenverbindung hergestellt im Fügewickelverfahren für Leichtbaustrukturen. Bachelorarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Schmitt 2018)

Schmitt, J.; Co-Betreuer: Dackweiler, M; Betreuer: Fleischer, J. (2018), *Weiterführende, experimentelle Untersuchung der Reibeigenschaften von Kohlenstoffaservorings zum Fügewickeln von Leichtbauprofilen. Bachelorarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(Agrati Garelli SPA 1975)

Agrati Garelli SPA, *Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung eines aus einem rohrförmigen Mittelteil und wenigstens einem rohrförmigen Seitenteil bestehenden Bauelements, insbesondere einer Verbindungsmuffe für Fahrradrahmen*(1975), Patent: AT000000324808B.

(Akkuş & Genc 2017)

Akkuş, N. & Genc, G. (2017), „Influence of pretension on mechanical properties of carbon fiber in the filament winding process“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 91(9-12), S. 3583–3589.

(Aly 2017)

Aly, N. M. (2017), „A review on utilization of textile composites in transportation towards sustainability“, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering (AUTEX 2017). Korfu, Griechenland*, 254(4).

(ASTM D3412/D3412M-13)

ASTM D3412/D3412M-13(2013), *Test Method for Coefficient of Friction, Yarn to Yarn*, ASTM International, West Conshohocken, PA, USA.

(ASTM D1894-01D1894)

ASTM D1894-01D1894(2014), *Standard Test Method for Static and Kinetic Coefficients of Friction of Plastic Film and Sheeting*, ASTM International, West Conshohocken, PA, USA.

(Bär 2010)

Bär, C. (2010), *Elementare Differentialgeometrie*, de Gruyter, Berlin, Deutschland. ISBN: 978-3-110-22458-0.

(Barnes & Pashby 2000)

Barnes, T.A. & Pashby, I.R. (2000), „Joining techniques for aluminium spaceframes used in automobiles“, *Journal of Materials Processing Technology*, 99(1-3), S. 62–71.

(Beran & Bilek et al. 2017)

Beran, J.; Bilek, M. & Žabka, P. (Hrsg.) (2017), *Advances in mechanism design II. Proceedings of the XII International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms*, Springer International Publishing Switzerland, Cham, Schweiz. ISBN: 9783319440873.

(Carrino & Polini et al. 2003)

Carrino, L.; Polini, W. & Sorrentino, L. (2003), „Modular structure of a new feed-deposition head for a robotized filament winding cell“, *Composites Science and Technology*, 63(15), S. 2255–2263.

(Carvalho & Lossie et al. 1995)

Carvalho, J. de; Lossie, M.; Vandepitte, D. & van Brussel, H. (1995), „Optimization of filament-wound parts based on non-geodesic winding“, *Composites Manufacturing*, 6(2), S. 79–84.

(Castro & Seereeram et al. 1993)

Castro, E.; Seereeram, S.; Singh, J.; Desrochers, A. A. & Wen, J. T. (1993), „A real-time computer controller for a Robotic Filament Winding system“, *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, 7(1), S. 73–93.

(Chakladar & Mandal et al. 2014)

Chakladar, N. D.; Mandal, P. & Potluri, P. (2014), „Effects of inter-tow angle and tow size on carbon fibre friction“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 65, S. 115–124.

(Cohen 1997)

Cohen, D. (1997), „Influence of filament winding parameters on composite vessel quality and strength“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 28(12), S. 1035–1047.

(Composite Point 2017)

Composite Point(2017), *Rohrschellen/Rohrverbinder*. <https://composite-point-shop.de/multikopter/rohroschellenrohrverbinder/> [18.03.2020].

(Cornelissen 2013)

Cornelissen, B. (2013), *The role of friction in tow mechanics. Dissertation*, University of Twente, Enschede, Niederlande. ISBN: 978-90-365-3472-7.

(Cornelissen & Rooij et al. 2014)

Cornelissen, B.; Rooij, M. B. de; Rietman, B. & Akkerman, R. (2014), „Frictional behavior of carbon fiber tows. A contact mechanics model of tow–tow friction“, *Textile Research Journal*, 84(14), S. 1476–1488.

(Cornelissen & Sachs et al. 2014)

Cornelissen, B.; Sachs, U.; Rietman, B. & Akkerman, R. (2014), „Dry friction characterisation of carbon fibre tow and satin weave fabric for composite applications“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 56, S. 127–135.

(Cui & Yin 2017)

Cui, Y. & Yin, Z. (2017), „Development of a tension system and influence of ultimate tension on the properties of composites“, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering (ICMMM 2017)*. Atlanta, USA, 272, S. 1–7.

(Dackweiler & Coutandin et al. 2018)

Dackweiler, M.; Coutandin, S. & Fleischer, J. (2018), „Filament winding for automated joining of lightweight profiles“, *JEC Composites Magazine*, 122, S. 25–26.

(Dackweiler & Hagemann et al. 2019)

Dackweiler, M.; Hagemann, L.; Coutandin, S. & Fleischer, J. (2019), „Experimental investigation of frictional behavior in a filament winding process for joining fiber-reinforced profiles“, *Composite Structures*, 229(1).

(Dackweiler & Mayer et al. 2019)

Dackweiler, M.; Mayer, T.; Coutandin, S. & Fleischer, J. (2019), „Modeling and optimization of winding paths to join lightweight profiles with continuous carbon fibers“, *Production Engineering*, 13(5), S. 519–528.

(Dalibor & Lisbôa et al. 2018)

Dalibor, I.; Lisbôa, T.; Marczak, R. & Amico, S. (2018), „Influence of slippage coefficient on the non-geodesic return trajectory at mandrels extremities in filament winding process“, *4th Brazilian Conference on Composite Materials. Rio de Janeiro, Brasilien, 22.-25.7.*, S. 1–8.

(Dalibor & Lisbôa et al. 2019)

Dalibor, I. H.; Lisbôa, T. V.; Marczak, R. J. & Amico, S. C. (2019), „A geometric approach for filament winding pattern generation and study of the influence of the

slippage coefficient“, *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 41(576), S. 1–16.

(Denavit & Hartenberg 1955)

Denavit, J. & Hartenberg, R.S. (1955), „A kinematic notation for lower-pair mechanisms based on matrices“, *ASME Journal of Applied Mechanics*(55), S. 215–221.

(Deng & Shi et al. 2018)

Deng, B.; Shi, Y.; Yu, T.; Kang, C. & Zhao, P. (2018), „Multi-Response Parameter Interval Sensitivity and Optimization for the Composite Tape Winding Process“, *Materials*, 11(2), S. 1–20.

(Denkert & Kleiner et al. 2010)

Denkert, C.; Kleiner, H.; Liebrecht, F. & Füssel, U. (2010), „Hybridfügen – Rheologische Ansätze zur Prozessbeschreibung“, *31. Assistentenseminar Füge- und Schweißtechnik. Zinnwald-Georgenfeld, Deutschland*, S. 62–66.

(DIN ISO 8373)

DIN ISO 8373(2011), *Roboter und Robotikgeräte - Wörterbuch (ISO 8373:2012)*.

(DLR 1984)

DLR, *Stabförmiges Bauelement großer Streckung aus mit Kunstharz getränkten Faserwerkstoffen*(1984), Patent: DE000008300153U1.

(Ehleben & Niederstadt et al. 2013)

Ehleben, M.; Niederstadt, T. & Bitterlich Maurice, *Verfahren zur Herstellung eines Hohlprofilknotens aus einem Faser-Kunststoff-Verbund für die Verbindung von Hohlprofilbauteilen eines Rahmenelements*(2013), Patent: DE1202010023669A1.

(Engelsberger & Nowak 1988)

Engelsberger, E. & Nowak, F., *Eckverbindung zwischen zwei Faserverbund-Trägern*(1988), Patent: EP0260440A1.

(Enien & Wrutz et al. 2018)

Enien, K.; Wrutz, T. & Biesenbach, R. (2018), „Development of a PTP Movement of a Industrial Robot via MATLAB by deriving its Kinematics and Integration in an Offline Programming Tool“, *2018 19th International Conference on Research and Education in Mechatronics (REM). Delft*, S. 87–92.

(Erland & Dodwell et al. 2015)

Erland, S.; Dodwell, T. J. & Butler, R. (2015), „Characterisation of inter-ply shear in

uncured carbon fibre prepreg“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 77, S. 210–218.

(Ersoy & Potter et al. 2005)

Ersoy, N.; Potter, K.; Wisnom, M. R. & Clegg, M. J. (2005), „An experimental method to study the frictional processes during composites manufacturing“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 36(11), S. 1536–1544.

(Eschenburg & Jost 2014)

Eschenburg, J.-H. & Jost, J. (2014), *Differentialgeometrie und Minimalflächen*, Springer Spektrum, Berlin, Heidelberg, Deutschland. ISBN: 978-364-23852-2-3.

(Ferreira & Bruns et al. 2007)

Ferreira, S. L. C.; Bruns, R. E.; Ferreira, H. S.; Matos, G. D.; David, J. M.; Brandão, G. C.; da Silva, E. G. P.; Portugal, L. A.; dos Reis, P. S.; Souza, A. S. & dos Santos, W. N. L. (2007), „Box-Behnken design: an alternative for the optimization of analytical methods“, *Analytica chimica acta*, 597(2), S. 179–186.

(Finkenwerder & Geistbeck et al. 2016)

Finkenwerder, F. A.; Geistbeck, M. & Middendorf, P. (2016), „Validation of ring filament wound fiber paths for unidirectional preform ply manufacturing“, *ECCM17 - 17th European Conference on Composite Materials, München, Deutschland*, S. 1–8.

(Finkenwerder & Geistbeck et al. 2017)

Finkenwerder, F. A.; Geistbeck, M. & Middendorf, P. (2017), „Study on the validation of ring filament winding methods for unidirectional preform ply manufacturing“, *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, 2(3-4), S. 103–116.

(Fischedick 2015)

Fischedick, M. (2015), „Klimaschutzplaene und -gesetze - partizipationsorientierte Instrumente“, *Energiewirtschaftliche Tagesfragen*, 65(5), S. 18–21.

(Fleischer & Koch et al. 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 & Koch et al. 2016)

Fleischer, J.; Koch, S.-F. & Ruhland, P. (2016), „Rotational molding of fiber reinforced plastics with elastic composite core“, *16th International Conference on Competitive Manufacturing. Stellenbosch, Südafrika*, S. 181–186.

(Fleischer & Schädel 2013)

Fleischer, J. & Schädel, J. (2013), „Joining automotive space frame structures by filament winding“, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 6(2), S. 98–101.

(Fleischer & Teti et al. 2018)

Fleischer, J.; Teti, R.; Lanza, G.; Mativenga, P.; Möhring, H.-C. & Caggiano, A. (2018), „Composite materials parts manufacturing“, *CIRP Annals*, 67(2), S. 603–626.

(Freiberger & Böhner et al. 2011)

Freiberger, S.; Böhner, J. & Ellert, F. (2011), „Entwicklung eines konfektionierbaren CFK-Fahrradrahmens“, *Lightweight Design*, 4(6), S. 33–37.

(Friedrich 2017)

Friedrich, H. E. (Hrsg.) (2017), *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*, Springer Vieweg, Wiesbaden, Deutschland. ISBN: 978-3-658-12294-2.

(Frketic & Dickens et al. 2017)

Frketic, J.; Dickens, T. & Ramakrishnan, S. (2017), „Automated manufacturing and processing of fiber-reinforced polymer (FRP) composites. An additive review of contemporary and modern techniques for advanced materials manufacturing“, *Additive Manufacturing*, 14, S. 69–86.

(Fu & Yun et al. 2014)

Fu, J. H.; Yun, J. D. & Jung, Y. H. (2014), „Winding Trajectory Generation for Composite Products“, *Applied Mechanics and Materials*, 541-542, S. 407–411.

(Fu & Yun et al. 2016a)

Fu, J.; Yun, J. & Jung, Y. (2016), „Filament winding path generation based on the inverse process of stability analysis for non-axisymmetric mandrels“, *Journal of Composite Materials*, 51(21), S. 2989–3002.

(Fu & Yun et al. 2016b)

Fu, J.; Yun, J.; Kim, J.-S. & Jung, Y. (2016), „Real-time graphic visualization of filament band winding for fiber-reinforced cylindrical vessels“, *Journal of Composite Materials*, 50(16), S. 2165–2175.

(Fu & Yun et al. 2017)

Fu, J.; Yun, J.; Jung, Y. & Lee, D. (2017), „Generation of filament-winding paths for complex axisymmetric shapes based on the principal stress field“, *Composite Structures*, 161, S. 330–339.

(Funck & Neitzel 1995)

Funck, R. & Neitzel, M. (1995), „Improved thermoplastic tape winding using laser or direct-flame heating“, *Composites Manufacturing*, 6(3-4), S. 189–192.

(Galkin 2012)

Galkin, S. (2012), *Entwicklung und Konstruktion eines Abspulmechanismus für rovingbasierte textile Halbzeuge. Diplomarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, Deutschland. wbk Institut für Produktionstechnik.

(Gassara & Barbier et al. 2018)

Gassara, H. E.; Barbier, G.; Wagner Kocher, C.; Sinoimeri, A. & Pumo, B. (2018), „Experimental evaluation of transverse friction between fibers“, *Tribology International*, 119, S. 112–122.

(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 & Pottmeyer et al. 2015)

Gebhardt, J.; Pottmeyer, F.; Fleischer, J. & Weidenmann, K. A. (2015), „Characterization of Metal Inserts Embedded in Carbon Fiber Reinforced Plastics“, *Materials Science Forum*, 825-826, S. 506–513.

(Gevatter & Grünhaupt 2006)

Gevatter, H.-J. & Grünhaupt, U. (2006), *Handbuch der Mess- und Automatisierungstechnik in der Produktion*, Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN: 978-3-540-21207-2.

(Gould 2012)

Gould, J. E. (2012), „Joining Aluminum Sheet in the Automotive Industry. A 30 Year History“, *Welding Journal*, 91, S. 23–34.

(Gralén 1952)

Gralén, N. (1952), „Friction between single fibres“, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 212(1111), S. 491–495.

(Gude & Stegelmann et al. 2018)

Gude, M.; Stegelmann, M.; Müller, M. & Demnitz, K. (2018), „Studie zum ressourceneffizienten Leichtbau“, *Lightweight Design*, 11(3), S. 30–35.

(Guthrie & Oliver 1952)

Guthrie, J. C. & Oliver, P. H. (1952), „44 - Inter-fibre friction of viscose rayon“, *Journal of the Textile Institute Transactions*, 43(12), 579-594.

(Hangs & Burkhart et al. 2012)

Hangs, B.; Burkhart, A.; Cramer, D.R.; Jespersen, S.T. & Henning, F. (2012), „Unidirectional continuous-fiber-reinforced thermoplastic crush tubes. Part A: Specimen production based on a novel rapid tape-placement process“, *Journal of Plastics Technology*, 8(2), S. 206–229.

(Hartenberg & Denavit 1964)

Hartenberg, R. S. & Denavit, J. (1964), *Kinematic synthesis of linkages*, McGraw-Hill, New York, USA. ISBN: 978-0-070-26910-1.

(Hatwig 2014)

Hatwig, J. (2014), *Automatisierte Bahnplanung für Industrieroboter und Scanneroptiken bei der Remote-Laserstrahlbearbeitung. Dissertation*, Technische Universität München.

(Haun 2013)

Haun, M. (2013), *Handbuch Robotik*, Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN: 978-3-642-39857-5.

(Henning & Moeller 2011)

Henning, F. & Moeller, E. (2011), *Handbuch Leichtbau. Methoden Werkstoffe Fertigung*, Hanser Verlag, München, Deutschland. ISBN: 978-3-446-42891-1.

(Henninger & Friedrich 2002)

Henninger, F. & Friedrich, K. (2002), „Thermoplastic filament winding with online-impregnation. Part A: process technology and operating efficiency“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 33(11), S. 1479–1486.

(Henninger & Hoffmann et al. 2002)

Henninger, F.; Hoffmann, J. & Friedrich, K. (2002), „Thermoplastic filament winding with online-impregnation. Part B. Experimental study of processing parameters“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 33(12), S. 1684–1695.

(Hernández-Moreno & Douchin et al. 2008)

Hernández-Moreno, H.; Douchin, B.; Collombet, F.; Choqueuse, D. & Davies, P. (2008), „Influence of winding pattern on the mechanical behavior of filament wound composite cylinders under external pressure“, *Composites Science and Technology*, 68(3-4), S. 1015–1024.

(Holtmannspötter & Czarnecki et al. 2011)

Holtmannspötter, J.; Czarnecki, J. von; Wetzel, M. & Gudladt, H.-J. (2011), „Zuverlässiges Kleben von Faserverbundkunststoffen“, *Lightweight Design*, 4(3), S. 24–28.

(Hongya & Xianfeng et al. 2007)

Hongya, F.; Xianfeng, W.; Zhenyu, H. & Yunzhong, F. (2007), „Abnormal Shape Mould Winding“, *Chinese Journal of Aeronautics*, 20(6), S. 552–558.

(Hübner & Fazeli et al. 2018)

Hübner, M.; Fazeli, M.; Gereke, T. & Cherif, C. (2018), „Geometrical design and forming analysis of three-dimensional woven node structures“, *Textile Research Journal*, 88(2), S. 213–224.

(Imamura & Akamine et al. 2002)

Imamura, T.; Akamine, K.; Honda, S.; Terashima, K. & Takemoto, H. (2002), „Modeling and tension control of filament winding process“, *IFAC Proceedings Volumes*, 35(1), S. 13–18.

(Kalebek & Babaarslan 2010)

Kalebek, N. A. & Babaarslan, O. (2010), „Effect of weight and applied force on the

friction coefficient of the spunlace nonwoven fabrics“, *Fibers and Polymers*, 11(2), S. 277–284.

(Kang & Kim et al. 2019)

Kang, Y.; Kim, D. & Kim, K. (2019), „URDF Generator for Manipulator Robot“, *Third IEEE International Conference on Robotic Computing (IRC)*, Neapel, Italien, S. 483–487.

(Kang & Shi et al. 2018)

Kang, C.; Shi, Y.; Yu, T.; Zhao, P.; Deng, B.; Chen, Z. & Zhang, H. (2018), „Experimental investigation of friction between prepreg tape and compaction roller for prepreg tape hoop winding“, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 37(12), 853-862.

(Kar 2017)

Kar, K. K. (Hrsg.) (2017), *Composite Materials. Processing, Applications, Characterizations*, Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN: 978-3-662-49512-4.

(Khaled & Mehdi 2018)

Khaled, Y. & Mehdi, H. (2018), „Processing of thermoplastic matrix composites through automated fiber placement and tape laying methods“, *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 31(12), S. 1676–1725.

(Kim & Hazra et al. 2011)

Kim, B.C.; Hazra, K.; Weaver, P. & Potter, K. (2011), „Limitations of fibre placement techniques for variable angle tow composites and their process-induced defects“, *18th International Conference on Composite Materials, Jeju*, S. 1–6.

(Kollmannsberger & Lichtinger et al. 2018)

Kollmannsberger, A.; Lichtinger, R.; Hohenester, F.; Ebel, C. & Drechsler, K. (2018), „Numerical analysis of the temperature profile during the laser-assisted automated fiber placement of CFRP tapes with thermoplastic matrix“, *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 31(12), S. 1563–1586.

(Koussios 2004)

Koussios, S. (2004), *Filament winding. A unified approach*. Dissertation, TU Delft. DUP Science, Delft, Niederlande. ISBN: 90-407-2551-9.

(Koussios & Bergsma et al. 2004)

Koussios, S.; Bergsma, O. K. & Beukers, A. (2004), „Filament winding. Part 1. Determination of the wound body related parameters“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 35(2), S. 181–195.

(Koussios & Bergsma et al. 2006)

Koussios, S.; Bergsma, O. K. & Beukers, A. (2006), „Filament winding: kinematics, collision control and process optimisation through application of dynamic programming“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 37(11), S. 2088–2104.

(Koussios & Bergsma 2006)

Koussios, S. & Bergsma, K. (2006), „Friction Experiments for Filament Winding Applications“, *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 19(1), S. 5–34.

(Koustas & Papingiotis et al. 2018)

Koustas, I.; Papingiotis, T.; Vosniakos, G.-C. & Dine, A. (2018), „On the development of a filament winding robotic system“, *Procedia Manufacturing*, 17, S. 919–926.

(Kühnel 2010)

Kühnel, W. (2010), *Differentialgeometrie*, Vieweg+Teubner, Wiesbaden, Deutschland. ISBN: 978-3-8348-1233-9.

(Küppers & Thumm 2015)

Küppers, S. & Thumm, J., *Verfahren zum Flechten eines länglichen Hohlkörpers, insbesondere mit Schlaufenanschlüssen, geflochtener Hohlkörper, Erzeugnis und Flechtmaschine*(2015), Patent: DE102014207818A1.

(Larberg & Åkermo 2011)

Larberg, Y. R. & Åkermo, M. (2011), „On the interply friction of different generations of carbon/epoxy prepreg systems“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 42(9), S. 1067–1074.

(Li 2015)

Li, Z. (2015), „Tension control system design of a filament winding structure based on fuzzy neural network“, *Engineering Review*, 35(1), S. 9–17.

(Li & Liang et al. 2007)

Li, H.; Liang, Y. & Bao, H. (2007), „Splines in the parameter domain of surfaces

and their application in filament winding“, *Computer-Aided Design*, 39(4), S. 268–275.

(Ling & Angeles 1997)

Ling, F. F. & Angeles, J. (1997), *Fundamentals of Robotic Mechanical Systems*, Springer New York, New York, NY, USA. ISBN: 978-1-4757-2710-4.

(Luo & Bai et al. 2013)

Luo, F.J.; Bai, Y. & Lu, Y. (2013), „Joining pultrudes FRP tubular components into space latticed shell structure - joint design and performance“, *Fourth Asia-Pacific Conference on FRP in Structures (APFIS 2013)*, Melbourne, Australien, S. 1–6.

(Marsh 2011)

Marsh, G. (2011), „Automating aerospace composites production with fibre placement“, *Reinforced Plastics*, 55(3), S. 32–37.

(Martin & Seferis et al. 1996)

Martin, C. J.; Seferis, J. C. & Wilhelm, M. A. (1996), „Frictional resistance of thermoset prepregs and its influence on honeycomb composite processing“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 27(10), S. 943–951.

(Mazumdar & Hoa 1994)

Mazumdar, S. K. & Hoa, S. V. (1994), „Algorithm for filament winding of non-axisymmetric tapered composite components having polygonal cross-section on two-axes filament-winding machine“, *Composites Engineering*, 4(3), S. 343–359.

(McHugh 2009)

McHugh, C. (2009), „Creating 3-D, One Piece, Woven Carbon Preforms Using Conventional Weaving and Shedding“, *Sampe Journal*, 45(6), S. 33–41.

(McInerney 2013)

McInerney, A. (2013), *First Steps in Differential Geometry. Riemannian Contact Symplectic*, Springer Verlag, New York, NY, USA. ISBN: 978-1-461-47732-7.

(Mertiny & Ellyin 2002)

Mertiny, P. & Ellyin, F. (2002), „Influence of the filament winding tension on physical and mechanical properties of reinforced composites“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 33, S. 1615–1622.

(Merziger & Wirth 2010)

Merziger, G. & Wirth, T. (2010), *Repetitorium höhere Mathematik*, Binomi-Verlag, Barsinghausen, Deutschland. ISBN: 978-3-923-92334-2.

(Miaris 2012)

Miaris, A. (2012), *Experimental and simulative analysis of the impregnation mechanics of endless fiber rovings*. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, Kaiserslautern, Deutschland. Institut für Verbundwerkstoffe. ISBN: 978-3-934-93098-8.

(Mlynek & Petru et al. 2018)

Mlynek, J.; Petru, M. & Martinec, T. (2018), „Optimization of Industrial Robot Trajectory in Composite Production“, *18th International Conference on Mechatronics - Mechatronika (ME)*. Brno, Tschechien, S. 1–6.

(Moré 2006)

Moré, J. J. (2006), „The Levenberg-Marquardt algorithm: implementation and theory“ in *Numerical Analysis. Lecture Notes in Mathematics*, Hrsg. G.A. Watson, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Deutschland. ISBN: 978-3-540-08538-6, S. 105–116.

(Mulvihill & Sutcliffe 2017)

Mulvihill, D. M. & Sutcliffe, M. P.F. (2017), „Effect of tool surface topography on friction with carbon fibre tows for composite fabric forming“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 93, S. 199–206.

(Narayanan 2006)

Narayanan, S. (2006), *Space structures. Principles and practice*, Multi-Science Publishing Co. Ltd, Brentwood, USA. ISBN: 978-0-906-52242-4.

(Paessler & Miaris et al. 2011)

Paessler, M.; Miaris, A.; Schledjewski, R. & Mitschang, P. (2011), „Ring Winding Technology: Increased Process Efficiency and Effects on the Mechanical Properties of Ring Specimens“, *American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division (Publication) PVP*, 6, S. 69–77.

(Petru & Mlynek et al. 2016)

Petru, M.; Mlynek, J.; Martinec, T. & Broncek, J. (2016), „Mathematical modelling of fibre winding process for composite frames“, *Communications*, 4, S. 103–111.

(Qiu & Feng et al. 2017)

Qiu, C.; Feng, P.; Yang, Y.; Zhu, L. & Bai, Y. (2017), „Joint capacity of bonded sleeve connections for tubular fibre reinforced polymer members“, *Composite Structures*, 163, S. 267–279.

(Quanjin & Rejab et al. 2018a)

Quanjin, M.; Rejab, M. R. M.; Kaige, J.; Idris, M. S. & Harith, M. N. (2018), „Filament winding technique, experiment and simulation analysis on tubular structure“, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering (iCITES 2018. Pekan, Malaysia)*, 342(1), S. 12–29.

(Quanjin & Rejab et al. 2018b)

Quanjin, M.; Rejab, M. R. M.; Idris, M. S.; Kumar, N. M. & Merzuki, M. N. M. (2018), „Robotic Filament Winding Technique (RFWT) in Industrial Application: A Review of State of the Art and Future Perspectives“, *International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET)*, 5(12), S. 1668–1676.

(Romagna J. 1997)

Romagna J. (1997), *Neue Strategien in der Faserwickeltechnik. Dissertation*, ETH Zürich, Zürich, Schweiz. Institut für Konstruktion und Bauweisen.

(Roselman & Tabor 1977)

Roselman, I. C. & Tabor, D. (1977), „The friction and wear of individual carbon fibres“, *Journal of Physics D: Applied Physics*, 10(8), S. 1181–1194.

(Rottner & Muth 1961)

Rottner, E. & Muth, B., *Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung von Muffenverbindungen für Rohre aus thermoplastischen Kunststoffen mittels eines Schweissvorganges*(1961), Patent: CH000000351395A.

(Rüger 1999)

Rüger, U., *Verbindungselement für eine geklebte Verbindung zwischen zwei oder mehr Stäben*(1999), Patent: WO001998055771A1.

(Schädel 2014)

Schädel, J. (2014), *Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln. Dissertation*, Shaker Verlag, Aachen, Deutschland. wbk Institut für Produktionstechnik.

(Schipperges & Gossen et al. 2016)

Schipperges, M.; Gossen, M.; Holzauer, B. & Scholl, G. (2016), „Trends und Tendenzen im Umweltbewusstsein“, *Ökologisches Wirtschaften - Fachzeitschrift*, 31(4), S. 15–18.

(Scholliers & van Brussel 1994)

Scholliers, J. & van Brussel, H. (1994), „Computer-integrated filament winding: computer-integrated design, robotic filament winding and robotic quality control“, *Composites Manufacturing*, 5(1), S. 15–23.

(Schulitz 2016)

Schulitz, M. (2016), *Beitrag zur konstruktiven Gestaltung hochbelastbarer Strukturknoten aus Faser-Thermoplast-Verbunden. Dissertation*, Technische Universität Darmstadt. Shaker Verlag, Aachen, Deutschland. Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen.

(Seereeram & Wen 1991)

Seereeram, S. & Wen, J.T.-Y. (1991), „An all-geodesic algorithm for filament winding of a T-shaped form“, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 38(6), S. 484–490.

(Shi & Yan et al. 2012)

Shi, Y.; Yan, L. & He, X. (2012), „Variable tension control for discontinuous tape winding of composites based on constant extension ratio“, *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 25(5), S. 1022–1028.

(Siciliano & Khatib 2008)

Siciliano, B. & Khatib, O. (2008), *Springer Handbook of Robotics*, Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN: 978-3-540-23957-4.

(Smolik 2005)

Smolik, H.-C., *Verfahren zur Herstellung von Verbindungen von Fahrradrahmen-elementen und Fügevorrichtung*(2005), Patent: DE000010340339A1.

(Sofi & Neunkirchen et al. 2018)

Sofi, T.; Neunkirchen, S. & Schledjewski, R. (2018), „Path calculation, technology and opportunities in dry fiber winding: a review“, *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, 4(3), S. 57–72.

(Sorrentino & Anamateros et al. 2019)

Sorrentino, L.; Anamateros, E.; Bellini, C.; Carrino, L.; Corcione, G.; Leone, A. & Paris, G. (2019), „Robotic filament winding: An innovative technology to manufacture complex shape structural parts“, *Composite Structures*, 220, S. 699–707.

(Stachowiak 1973)

Stachowiak, H. (1973), *Allgemeine Modelltheorie*, Springer Verlag, Wien, Österreich. ISBN: 978-3211811061.

(Stark 2009)

Stark, G. (2009), *Robotik mit MATLAB. Mit 40 Beispielen, 55 Aufgaben und 37 Listings*, Fachbuchverlag Leipzig im Carl-Hanser-Verlag, München, Deutschland. ISBN: 978-3-446-42207-0.

(Sun & Li et al. 2013)

Sun, J.; Li, M.; Gu, Y.; Zhang, D.; Li, Y. & Zhang, Z. (2013), „Interply friction of carbon fiber/epoxy prepreg stacks under different processing conditions“, *Journal of Composite Materials*, 48(5), S. 515–526.

(Tannous & Barasinski et al. 2016)

Tannous, M.; Barasinski, A.; Binetruy, C. & Courtemanche, B. (2016), „Contribution of thermo-mechanical parameters and friction to the bonding of thermoplastic tapes in the tape winding process“, *Journal of Materials Processing Technology*, 229, S. 587–595.

(Techasen & Wansasueb et al. 2018)

Techasen, T.; Wansasueb, K.; Panagant, N.; Pholdee, N. & Bureerat, S. (2018), „Multiobjective Simultaneous Topology, Shape and Sizing Optimization of Trusses Using Evolutionary Optimizers“, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering (AeroMech17)*, 370, S. 12–29.

(Toptaş & Akkuş 2017)

Toptaş, E. & Akkuş, N. (2017), „Damage detection of carbon fibers in filament winding machines using an electrical resistance method“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2(12), S. 5–13.

(Ulke-Winter & Kroll 2017)

Ulke-Winter, L. & Kroll, L. (2017), „Holistic criteria-based optimization of filament

wound high pressure vessels“, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 18, S. 173–178.

(Uozumi & Kito 2007)

Uozumi, T. & Kito, A. (2007), „Carbon fibre-reinforced plastic truss structures for satellite using braiding/resin transfer moulding process“, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*, 221(2), S. 93–101.

(Vargas Rojas & Chapelle et al. 2014)

Vargas Rojas, E.; Chapelle, D.; Perreux, D.; Delobelle, B. & Thiebaud, F. (2014), „Unified approach of filament winding applied to complex shape mandrels“, *Composite Structures*, 116, S. 805–813.

(Vasiliev & Krikanov et al. 2003)

Vasiliev, V. V.; Krikanov, A. A. & Razin, A. F. (2003), „New generation of filament-wound composite pressure vessels for commercial applications“, *Composite Structures*, 62(3-4), S. 449–459.

(VDI 2221)

VDI 2221(1993), *Richtlinie. Methodik zum Entwickeln und Konstruieren technischer Systeme und Produkte*, VDI-Verlag, Düsseldorf.

(Vlahović 2005)

Vlahović, J. (2005), *Gestaltung von T-förmigen Knotenpunkten in dünnwandigen Rahmentragwerken. Dissertation*, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen. Shaker Verlag, Aachen, Deutschland. Institut für Strukturmechanik und Leichtbau. ISBN: 383-2-24033-0.

(Walter 2019)

Walter, T. (2019), *Entwicklung eines Umformprozesses für faserverstärkte Thermoplastverbund-Hohlstrukturen. Bachelorarbeit*, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, Deutschland. wbk Institut für Produktionstechnik.

(Wang & Jiao et al. 2011)

Wang, R.; Jiao, W.; Liu, W.; Yang, F. & He, X. (2011), „Slippage coefficient measurement for non-geodesic filament-winding process“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 42(3), S. 303–309.

(Wang & Wang et al. 2018)

Wang, X.; Wang, H. & Xiao, J. (2018), „Research on a fiber ring generating algorithm for manufacturing fiber composite rotating structures of complex geometry“, *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering*, 25(9), S. 1–6.

(Wang & Yang et al. 2011)

Wang, R.; Yang, F.; Liu, W.; Jiao, W. & He, X. (2011), „Research on Stability Condition of Polar Winding on the Dished Head“, *Polymers & Polymer Composites*, 19(4/5), S. 339–343.

(Wang & Zheng et al. 2011)

Wang, R.-M.; Zheng, S.-R. & Zheng, Y.-P. (2011), *Polymer matrix composites and technology*, Science Press, Oxford, UK. ISBN: 978-0-857-09221-2.

(Weber 2009)

Weber, W. (2009), *Industrieroboter*, Carl Hanser Verlag, München, Deutschland. ISBN: 978-3-446-41031-2.

(Wenz 2008)

Wenz, M. (2008), *Automatische Konfiguration der Bewegungssteuerung von Industrierobotern*, Logos-Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN: 978-3-832-52057-1.

(Xianfeng & Jun et al. 2010)

Xianfeng, W.; Jun, X. & Liwei, W. (2010), „Winding Pattern Design and Simulation of S-elbow“, *Chinese Journal of Aeronautics*, 23(5), S. 573–577.

(Xu & Wang et al. 2019)

Xu, J.; Wang, L.; Liu, M.; Tian, J.; Liu, B. & Liu, X. (2019), „Patterns design of filament wound spherical structure based on a new winding strategy“, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 38(7), 314-322.

(Yang & Bai et al. 2015)

Yang, X.; Bai, Y. & Ding, F. (2015), „Structural performance of a large-scale space frame assembled using pultruded GFRP composites“, *Composite Structures*, 133, S. 986–996.

(Yang & Bai et al. 2016)

Yang, X.; Bai, Y.; Luo, F. J.; Zhao, X.-L. & Ding, F. (2016), „Dynamic and fatigue performances of a large-scale space frame assembled using pultruded GFRP composites“, *Composite Structures*, 138, S. 227–236.

(Zhang & Hou et al. 2018)

Zhang, Z.; Hou, S.; Liu, Q. & Han, X. (2018), „Winding orientation optimization design of composite tubes based on quasi-static and dynamic experiments“, *Thin-Walled Structures*, 127, S. 425–433.

(Zhang & Sun et al. 2015)

Zhang, P.; Sun, R. & Huang, T. (2015), „A geometric method for computation of geodesic on parametric surfaces“, *Computer Aided Geometric Design*, 38, S. 24–37.

(Zhang & Tang et al. 2018)

Zhang, H.; Tang, H. & Shi, Y. (2018), „Precision tension control technology of composite fiber tape winding molding“, *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 31(7), 925-945.

(Zhang & Xu et al. 2018)

Zhang, B.; Xu, H.; Zu, L.; Li, D.; Zi, B. & Zhang, B. (2018), „Design of Filament-wound Composite Elbows Based on Non-geodesic Trajectories“, *Composite Structures*, 189, S. 635–640.

(Zhao & Xiao et al. 2016)

Zhao, C.; Xiao, J.; Huang, W.; Huang, X. & Gu, S. (2016), „Layup quality evaluation of fiber trajectory based on prepreg tow deformability for automated fiber placement“, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 35(21), S. 1576–1585.

(Zhou & Chen et al. 2016)

Zhou, J.; Chen, J.; Zheng, Y.; Wang, Z. & An, Q. (2016), „Dome shape optimization of filament-wound composite pressure vessels based on hyperelliptic functions considering both geodesic and non-geodesic winding patterns“, *Journal of Composite Materials*, 51(14), S. 1961–1969.

(Zu & Koussios et al. 2010a)

Zu, L.; Koussios, S. & Beukers, A. (2010), „Design of filament-wound domes based on continuum theory and non-geodesic roving trajectories“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 41(9), S. 1312–1320.

(Zu & Koussios et al. 2010b)

Zu, L.; Koussios, S. & Beukers, A. (2010), „Shape optimization of filament wound

articulated pressure vessels based on non-geodesic trajectories“, *Composite Structures*, 92(2), S. 339–346.

(Zu & Xu et al. 2018a)

Zu, L.; Xu, H.; Zhang, B.; Li, D.; Zi, B. & Zhang, B. (2018), „Design and production of filament-wound composite square tubes“, *Composite Structures*, 191, S. 202–208.

(Zu & Xu et al. 2018b)

Zu, L.; Xu, H.; Zhang, B.; Li, D. & Zi, B. (2018), „Design of filament-wound composite structures with arch-shaped cross sections considering fiber tension simulation“, *Composite Structures*, 194, S. 119–125.

(Zu & Xu et al. 2019)

Zu, L.; Xu, H.; Wang, H.; Zhang, B. & Zi, B. (2019), „Design and analysis of filament-wound composite pressure vessels based on non-geodesic winding“, *Composite Structures*, 207, S. 41–52.

(Zu & Zhang et al. 2012)

Zu, L.; Zhang, D.; Xu, Y. & Xiao, D. (2012), „Integral design and simulation of composite toroidal hydrogen storage tanks“, *International Journal of Hydrogen Energy*, 37(1), S. 1027–1036.

(Zu & Zhu et al. 2017)

Zu, L.; Zhu, W.; Dong, H. & Ke, Y. (2017), „Application of variable slippage coefficients to the design of filament wound toroidal pressure vessels“, *Composite Structures*, 172, S. 339–344.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Definition des begleitenden Dreibeins einer Kurve auf einer zylindrischen Oberfläche	5
Abbildung 2-2: Fügeverfahren zum Verbinden von faserverstärkten Leichtbauprofilen: a) Monocoque-Bauweise, b) Tube-to-Tube-Verbindung, c) Knotenverbindung, d) Halbschalenverbindung, e) Verbindung mit Metallelement (in Anlehnung an (Dackweiler & Mayer et al. 2019))	10
Abbildung 2-3: Bewertung unterschiedlicher Arten der Verbindung von Profilen	12
Abbildung 2-4: Faserwickeln mit a) rotierendem Dorn, b) rotierender Ablegeeinheit	13
Abbildung 2-5: a) Prinzipieller Prozessablauf des Faserwickelns als Fügeverfahren, b) Realer Prototyp (in Anlehnung an (Fleischer & Schädel 2013))	17
Abbildung 2-6: Koordinatensystem eines Vertikal-Knickarm-Roboters (in Anlehnung an (Gevatter & Grünhaupt 2006))	25
Abbildung 2-7: Zusammenhang des Gelenk- und Werkzeugkoordinatensystems (in Anlehnung an (Gevatter & Grünhaupt 2006))	27
Abbildung 3-1: Aus Einzelmodulen bestehender Lösungsansatz zur Erfüllung der definierten Teilziele	35
Abbildung 3-2: Schrittweises Vorgehen für die Modellierung des Fügewickelverfahrens	37
Abbildung 4-1: Übersicht und Einordnung der im Rahmen der Arbeit betrachteten Fügeverbindung (in Anlehnung an (Schulitz 2016))	41
Abbildung 4-2: Beschreibung der Fügezonengeometrie (in Anlehnung an (Dackweiler & Coutandin et al. 2018))	42
Abbildung 4-3: Einflussparameter auf das Ergebnis beim Fügewickelverfahren	45
Abbildung 4-4: V-Wickelmuster a) mit Towpregs, b) schematisch (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))	46
Abbildung 4-5: a) Aufstellen der Fasern mit Towpregs, b) Stopper-Effekt mit Towpregs (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))	47

Abbildung 4-6: Flaches V-Wickelmuster a) mit Towpregs, b) schematisch (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))	48
Abbildung 4-7: X-Wickelmuster a) mit Towpregs, b) schematisch (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))	48
Abbildung 4-8: a) I-Wickelmuster, b) I-Wickelmuster mit Seitenwechsel (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))	49
Abbildung 4-9: a) Dreieck-Wickelmuster b) U-Wickelmuster mit Towpregs (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))	49
Abbildung 4-10: Variation innerhalb des V-Wickelmusters (in Anlehnung an (A_Häbel 2017))	50
Abbildung 4-11: Möglichkeiten der Faser-Faser-Reibung (in Anlehnung an (Gassara & Barbier et al. 2018))	51
Abbildung 4-12: Übersicht der Methoden zur Untersuchung des Reibverhaltens für das Faserwickeln (in Anlehnung an (Koussios & Bergsma 2006)).	51
Abbildung 4-13: a) Schematischer Aufbau der Reibschlittenversuche, b) Beispielhafte Aufzeichnung der Kraft-Weg-Kurven (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	56
Abbildung 4-14: Geometrie des verwendeten Wickeldorns (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	57
Abbildung 4-15: Mittlere Reibungskoeffizienten bei Verwendung von Carbon-Werke NF-24 Fasern in Abhängigkeit von der Oberflächenrauheit der Aluminium-Plättchen, a) Rauheit in Bewegungsrichtung, b) Rauheit in Faserrichtung (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	58
Abbildung 4-16: a) Reibungskoeffizienten für Längs- und Querreibung bei Kontakt mit glattem und angerautem Epoxidharz-Plättchen bei Verwendung von Carbon-Werke NF-24 Fasern, b) Schematische Darstellung des Kontakts eines Filaments mit einer harten und einer weichen Oberfläche	59
Abbildung 4-17: a) Verlauf des gemittelten Reibungskoeffizienten zwischen Towpregs und Aluminiumplatte, sowie glatten und angerauten Epoxidharz-Plättchen in Abhängigkeit von der Temperatur, b) Reibungskoeffizienten zwischen Towpregs und Aluminium-Platte in Abhängigkeit von der Flächenpressung; ermittelt mit	

Schlittenversuchen bei Temperaturen von 20 – 100 °C (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	61
Abbildung 4-18: Treppenförmiges Aufstellen der Wicklungen (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	63
Abbildung 5-1: Zusammensetzung der Modellgeometrie (in Anlehnung an (A_Mayer 2017))	67
Abbildung 5-2: Parameterabhängige Beschreibung der Geometrie am geneigten Querprofil (in Anlehnung an (A_Mayer 2017) und (Dackweiler & Mayer et al. 2019))	68
Abbildung 5-3: Paramaterisierung des ersten Teilflanschs (in Anlehnung an (A_Mayer 2017))	70
Abbildung 5-4: Ein- und Ausgangsparameter für die Modellierung der Wickelpfade	71
Abbildung 5-5: Prinzip des Algorithmus zum schrittweisen Erzeugen geodätischer und nicht-geodätischer Wickelpfade (in Anlehnung an (Dackweiler & Mayer et al. 2019))	72
Abbildung 5-6: Darstellung eines Startpunkts mit zugehöriger Startrichtung für mögliche Wicklungen auf dem Flansch (in Anlehnung an (A_Mayer 2017))	74
Abbildung 5-7: a) Schematische Darstellung des maximal ausnutzbaren Flanschradius, b) Virtuelles Schema der Lagenverteilung (in Anlehnung an (A_Chen 2018)).	75
Abbildung 5-8: Aufteilung und Position der Wicklungen und Lagen bei einer Lagenteilung von $Tllagen = (3,2)$ und einer Gesamtwicklungsanzahl $nwick = 577$	
Abbildung 5-9: Darstellung möglicher Wicklungen im Übergangsbereich von Quer- zu Längsprofil (in Anlehnung an (A_Mayer 2017))	78
Abbildung 5-10: Modellierung einer Wicklung mit Darstellung des Betrags der örtlichen Rutschneigung a) $nwick = 5, \alpha = 90^\circ$, b) $nwick = 7, \alpha = 30^\circ$ (in Anlehnung an (Dackweiler & Mayer et al. 2019))	80
Abbildung 5-11: Qualitativer Einfluss der Wickelpfadänderung durch Ausnutzung nicht-geodätischer Kurven auf dem Flansch	81
Abbildung 5-12: Aufteilung der Bereiche des Flansches mit Definition des Krümmungsverhältnisses in der Draufsicht	81

Abbildung 5-13: Möglichkeiten des qualitativen Wickelpfadverlaufs auf dem Längsprofil mit Auswirkung auf das Krümmungsverhältnis (oben: schematischer Verlauf von λ ; unten: Pfad des Längsprofils)	82
Abbildung 5-14: Quantifizierung des Krümmungsverhältnisses	82
Abbildung 5-15: Zusammenfassung des Modellierungs- und Simulationsablauf	84
Abbildung 5-16: Vergleich a) nicht-optimierte, b) optimierte Wicklungen ($\lambda_{max} = 0,3$; $n_{wick} = 5$; $Tllagen = (3,2)$)	85
Abbildung 5-17: Schema zum Verbinden der Wickelpfadenden am Flansch zur Erzeugung globaler Wickelmuster a) V-Wickelmuster, b) X-Wickelmuster, c) I-Wickelmuster, d) I-Wickelmuster mit Seitenwechsel	86
Abbildung 5-18: Möglichkeiten der Verbindung von Wickelpfadenden am Flansch zur lokalen Variation des V-Wickelmusters	86
Abbildung 5-19: Modellierung globaler Wickelmuster mit 5 Wicklungen ($n_{wick} = 5$), zwei Lagen ($n_{lagen} = 2$) und einer Lagenteilung $Tllagen = (3,2)$	87
Abbildung 5-20: Ein- und Ausgangsparameter für die Simulation und Optimierung der Wickelverbindung	88
Abbildung 5-21: Modellierung des Querprofils in Abaqus CAE (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))	89
Abbildung 5-22: Vernetzung der Wickelpfade a) ohne räumliche Ausdehnung, b) mit virtueller, räumlicher Ausdehnung (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))	90
Abbildung 5-23: Schematische Darstellung der Suchmethodik zur automatisierten Erzeugung der Klebeinterkation (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))	91
Abbildung 5-24: Richtung der Kräfte im a) ortsfesten Koordinatensystem, b) im profilbezogenem Koordinatensystem (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))	91
Abbildung 5-25: Vollständig vernetztes Simulationsmodell (in Anlehnung an (A_Scheid 2018))	92
Abbildung 5-26: Ablaufschema für die Optimierung der Wickelpfade hinsichtlich maximaler erlaubter Verformung	93
Abbildung 5-27: Ein- und Ausgangsparameter für die Modellierung der Wickelbewegungen (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	94

Abbildung 5-28: Objekt- Werkzeugkoordinatensystem (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	96
Abbildung 5-29: Grundlegende Endeffektorbewegungen beim Fügewickeln (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	96
Abbildung 5-30: Exemplarischer Verlauf der Wickelwinkel α_{wr} und $\alpha_{wr,yz}$ für drei Umwicklungen ($n_{wick} = 5$) (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	97
Abbildung 5-31: a) Bestimmung der optimalen Orientierung des Fadenauges, b) Arbeitsraum und Kollisionsraum des Rotors (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	99
Abbildung 5-32: a) Veranschaulichung der Denavit-Hartenberg Parameter, b) Kinematische Kette des Robotermodells mit Wickeleinheit (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	101
Abbildung 5-33: Geometrische Beschreibung der Orientierung des Fadenauges (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	102
Abbildung 5-34: Rotationsgrenzen für ein kollisionsfreies Schwenken der Wickeleinheit (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	104
Abbildung 5-35: Trigonometrische Betrachtung des Wickelvorgangs in der yWZ - zWZ -Ebene (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	105
Abbildung 5-36: Ablaufschema für die Ermittlung der Wickelbewegungen (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	107
Abbildung 5-37: Anfangs- ($Lt1$) und Endlage ($Lt2$) beim Seitenwechsel (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	108
Abbildung 5-38: Schematische Darstellung zweier Gelenkwinkelkonfigurationen während des Wickelvorgangs (in Anlehnung an (A_Gündisch 2018))	111
Abbildung 6-1: Vorgehensweise beim Entwickeln und Konstruieren nach VDI 2221 (VDI 2221)	112
Abbildung 6-2: Systemstruktur der Wickeleinheit (in Anlehnung an (A_Geiger 2017))	115
Abbildung 6-3: Morphologischer Kasten mit ausgewählter Lösung (in Anlehnung an (A_Geiger 2017))	116

Abbildung 6-4: Bewertung der Teillösungen für die Erfassung des Rotorwinkels (1-sehr negativ, 4-sehr positiv) (in Anlehnung an (A_Geiger 2017))	118
Abbildung 6-5: a) Finale Statorgrundstruktur mit V-Nut-Lagerung, b) Detailaufnahme der Lagerung	119
Abbildung 6-6: a) Momentgleichgewicht zur Ermittlung des benötigten Drehmoments, b) Umsetzung des Antriebskonzept mit pneumatischem Muskel (in Anlehnung an (A_Geiger 2017))	120
Abbildung 6-7: Kabellose Energieübertragung durch Schleifbürsten und Kupferschienen	120
Abbildung 6-8: Aufbau der Vorspannungsregelung	121
Abbildung 6-9: Blockschaltbild der Vorspannungsregelung	121
Abbildung 6-10: Anordnung der a) Hall-Sensoren am Stator, b) der Dauermagnete am Rotor	122
Abbildung 6-11: Gesamtzusammenbau der überarbeiteten Wickeleinheit	123
Abbildung 6-12 Struktur der Steuerung (in Anlehnung an (A_End 2018))	125
Abbildung 6-13: Blockschaltbild der modellbasierten Regelung zur Synchronisation der Roboterbewegungen	126
Abbildung 7-1: Realer Versuchsaufbau zur experimentellen Validierung	128
Abbildung 7-2: Rauigkeitsprofil der verwendeten Kohlenstoffaserverprofile mit PA6 Matrix der Firma herone GmbH	130
Abbildung 7-3: Versuchspunkte bei Verwendung des Box-Behnken Designs	131
Abbildung 7-4: Rechtwinklige Fügeverbindung mit V-Wickelmuster und fünf Umwicklungen ($n_{wick} = 4$) sowie einer Lagenteilung von $T_{llagen} = (3,2)$	133
Abbildung 7-5: Messstrategie zur Auswertung von Soll- und Ist- Wickelpfadpositionen	134
Abbildung 7-6: Soll Positionen der realen Wicklungen mit geplottetem Verlauf der modellierten Soll-Positionen (auf Ebene projiziert; a) Versuch 1, b) Versuch 2 zur Hälfte) (in Anlehnung an (A_Denk 2019))	135
Abbildung 7-7: Verlauf der berechneten Abweichungen entlang der Messpunkte für Versuche 1-4 (in Anlehnung an (A_Denk 2019))	135

Abbildung 7-8: Effektdiagramm der DoE Versuche	137
Abbildung 7-9: Einflussdiagramm der DoE Versuche	137
Abbildung 7-10: Verlauf der berechneten Abweichungen entlang der Messpunkte für die Versuche mit Zentrumskonfiguraton (Versuch 4, 5, 11, 14) (in Anlehnung an (A_Denk 2019))	138
Abbildung 7-11: Soll Positionen der realen Wicklungen mit geplottetem Verlauf der modellierten Soll-Positionen (auf Ebene projiziert; a) Versuch 17, b) Versuch 19139	
Abbildung 7-12: Verlauf der berechneten Abweichungen entlang der Messpunkte für die Mittelwerte der Nachversuche (in Anlehnung an (A_Denk 2019))	140
Abbildung 7-13: Graphische Benutzeroberfläche zur parameterbasierten Modellierung und Steuerung des Fügewickelprozesses	149

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Eulerkonventionen nach (Weber 2009)	26
Tabelle 4-1: Spezifikationen der manuellen Wickelversuche	46
Tabelle 4-2: Eigenschaften der verwendeten Rovings und Towpregs (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	55
Tabelle 4-3: Oberflächenbeschaffenheit der Plättchen beim Zugschlittenversuch (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	55
Tabelle 4-4: Oberflächenbeschaffenheit des Wickeldorns (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	57
Tabelle 4-5: Reibungskoeffizienten in Längs- und Querrichtung; Epoxidharz-Plättchen ($Ra = 0,018 \mu m$) (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	60
Tabelle 4-6: Vergleich der Reibungskoeffizienten von Wickel- ($Ra = 0,45 \mu m$) und Schlittenversuchen ($Ra = 0,48 \mu m$) (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	62
Tabelle 4-7: Vergleich der gemessenen Reibungskoeffizienten zwischen Wickelversuch und Schlittenversuch im Kontakt mit Epoxidharz-Oberfläche (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	62
Tabelle 4-8: Vergleich der gemittelten Reibungskoeffizienten bei Wickelversuchen und Zugschlittenversuchen mit Towpregs (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	63
Tabelle 4-9: Übersicht über Richtwerte für das maximale Krümmungsverhältnis λ_{max} beim Faserwickeln bei Raumtemperatur (in Anlehnung an (A_Hagemann 2017))	64
Tabelle 5-1. DH Parameter für KUKA AG KR180 R2500 extra	100
Tabelle 6-1: Gegenüberstellung der technischen Eigenschaften beider Wickelring Prototypen	122
Tabelle 7-1: Konstante Versuchparameter	129
Tabelle 7-2: Übersicht der maximalen Krümmungsverhältnis λ_{max} bei unterschiedlichen Oberflächenvorbehandlungen der Profile	130
Tabelle 7-3: Statistischer Versuchsplan (DoE) nach Box-Behnken Design zur experimentellen Validierung (in Anlehnung an (A_Denk 2019))	131
Tabelle 7-4: Einzelversuche unter Variation spezifischer Parameter	132

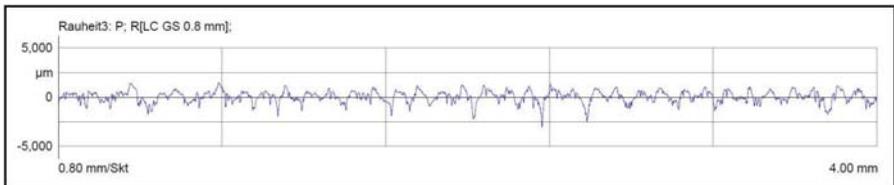
Tabelle 7-5: Ergebnisse der DoE Versuche (in Anlehnung an (A_Denk 2019))	136
Tabelle 7-6: Ergebnisse der Nachversuche (in Anlehnung an (A_Denk 2019))	140
Tabelle 7-7: Vergleich der berechneten und realen Prozesszeit beim Fügewickeln mit V-Wickelmuster	141
Tabelle 7-8: Vergleich der berechneten und realen, benötigten Faserlänge beim Fügewickeln	141

Anhang

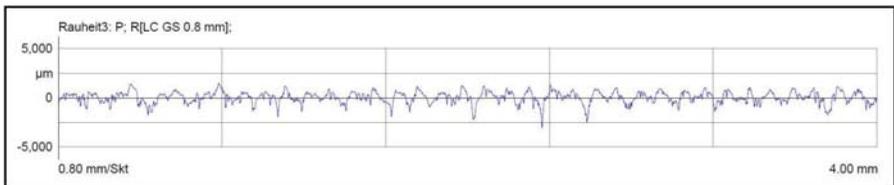
Anhang A: Vergleich Oberflächenrauigkeitsmessung von Aluminium-Plättchen und Aluminium-Wickeldorn (Auszug)

Messequipment: Perthometer, Carl Mahr Holding GmbH, MarSurf XCR 20

Messverfahren: Tastschnittverfahren



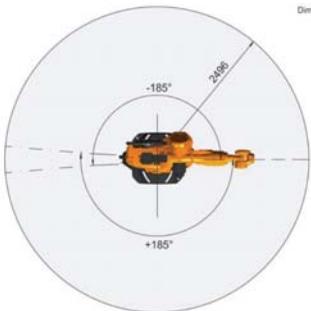
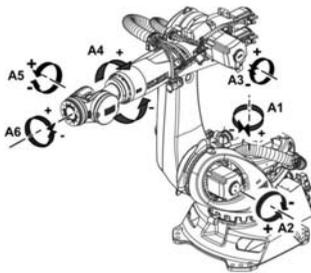
Oberflächenrauigkeitsmessung des Aluminium-Plättchens ($R_a = 0,48 \mu m$)



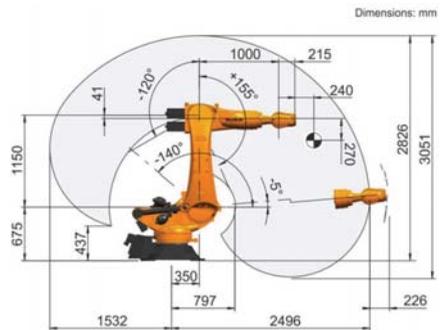
Oberflächenrauigkeitsmessung des Aluminium-Wickeldorns ($R_a = 0,44 \mu m$)

Anhang B: Auszug der technischen Spezifikationen des verwendeten Vertikal-Knickarm-Roboters der Firma KUKA AG vom Typ KR180 R2500 extra

Spezifikation	Wert	Spezifikation	Wert
Anzahl Achsen	6	Bewegungsbereich A1	$\pm 185^\circ$
Anzahl Steuerachsen	6	Bewegungsbereich A2	$-140^\circ / -5^\circ$
Arbeitsraumvolumen	41 m^3	Bewegungsbereich A3	$-120^\circ / 155^\circ$
Gewicht	ca. 1059 kg	Bewegungsbereich A4	$\pm 350^\circ$
Nenn-Traglast	180 kg	Bewegungsbereich A5	$\pm 125^\circ$
Maximale Reichweite	2496 mm	Bewegungsbereich A6	$\pm 350^\circ$
Schutzart (IEC 60529)	IP65	Geschwindigkeit A1	123°/s
Schallpegel	< 75 dB (A)	Geschwindigkeit A2	115°/s
Einbaulage	Boden	Geschwindigkeit A3	120°/s
Aufstellfläche	830 mm * 830 mm	Geschwindigkeit A4	179°/s
Zul. Neigungswinkel	< 5°	Geschwindigkeit A5	172°/s
Positionswiederholgenauigkeit (ISO9283)	$\pm 0,06 \text{ mm}$	Geschwindigkeit A6	219°/s
Nenn-Traglast	180 kg		
Nenn-Massenträgheitsmoment	90 kgm^2		
Nenn-Gesamtlast	230 kg		



Dimensions: mm



Quelle: KUKA AG

Anhang C: Anforderungsliste für die Konstruktion der Wickeleinheit

Gewichtungsskala				Art der Forderung	
5	sehr hoch	2	niedrig	F	Fest-Forderung
4	hoch	1	sehr niedrig	Z	Ziel-Forderung
3	normal			W	Wunsch-Forderung

	Anforderung	Beschreibung	Art	Gewicht
Konstruktive Randbedingungen	Geringe Fertigungskosten	Norm- und Zukaufteile verwenden mit einfachen Geometrien	Z	3
	Geringer Bauraum	Erhöht die Gestaltungsfreiheit der Verbindung und vermeidet Kollisionen	Z	3
	Sanfter Wiedereintritt Rotor	Vermeidung von Schlägen beim Wiedereintritt des Rotors in den Stator	F	4
	Stei fe Lagerung	Reduziert Ungenauigkeiten bei Ablage und erhöht somit die Reproduzierbarkeit	F	5
	Ringdurchmesser	Fertigung von Bauteilen mit Durchmesser von 100mm (aktuell 90mm)	F	5
	Faserrückzug	Zurückwickeln der Fasern bei Vorspannungsverlust	F	5
	Fadenaug e	Ermöglicht reproduzierbare Ablage der Fasern	F	5
	Offener Rotor/Stator	Zwingend notwendig zum Fügen von geschlossenen Strukturen	F	5
Steigerung der Automatisierbarkeit	Öffnungswinkel	Für Bauteile bis Durchmesser 100 mm	F	5
	Winkelerfassung Rotor	Notwendig für Regelung während des Wickelprozesses	F	5
	Fasertrennvorrichtung	Aktuell manuelles Trennen nach Prozessende	W	1
	Kleinerer Motor (evtl. 2)	Erhöht die Dynamik und verringert das Gesamtgewicht	Z	3
	Flexibler Antrieb	Maximale Umfangsgeschwindigkeit über Größe von Antriebsrollen einstellbar	F	5
	Hohe Reproduzierbarkeit	Durch geringes Stator/Rotor-Spiel und Fadenaug e	Z	4
	Großes Rovinglager	Bestimmt maximale Einsatzzeit am Werkstück	W	3
	Wickelbeginn automatisieren	Aktuell manuelles Ankleben vor Prozessbeginn	W	1
Verbesserung des Wickelergbnisses	Schmales Design	Erhöht die Flexibilität beim Wickeln und vermeidet Kollisionen	Z	4
	Aufheizvorrichtung	Aufheizen erhöht Klebrigkeit von vorimprägnierten Rovings	W	1
	Verringerung Schlupf	Schlupf in den Antriebsrollen macht eine Regelung notwendig	Z	3
	Anpressrolle Fasern	Durch Anpressdruck werden Luftfeinschlüsse und Anisotropien verringert	W	2
	Breites Spulenlager	Ermöglicht den Einsatz breiter Rovings	Z	3
Erhöhung der Flexibilität	Konstante Faservorspannung	Notwendig für gleichmäßiges Wickelergbnis	F	5
	Ausrichteeinheit	Hilfe bei der Ausrichtung und Zentrierung der Wickeleinheit vor Wickelprozess	Z	4
	Variable Faserzuführung	Flexible Roving-Führungsrollen (unterschiedliche Positionen)	F	5
	Strom am Rotor	Ermöglicht den Einsatz von Sensoren und Elektronik am Rotor	W	1
	Flexibles Fadenaug e	Ermöglicht schräges/außerzentrisches Wickeln	Z	4
Geringes Gewicht	Erhöht die Flexibilität und Dynamik während des Prozesses	Z	3	

Quelle: In Anlehnung an (A_Geiger 2017)

Anhang D: Übersichtsrechnung Motormoment Rotorantrieb

Annahmen:

- Maximale Faserspannung von $F_{faser} = 300 \text{ N}$ steht orthogonal zu Drehrichtung
- Der Rollwiderstand eines Lager wird über das Reibmoment für Kugellager mit Gesamtgewicht Rotor von 15 kg berechnet
- Das Spulenlager ist fast leer. Dadurch entsteht der max. Radius zum Mittelpunkt
- Die Rotorgrundstruktur wird als Hohlzylinder mit der Gesamtmasse 15 kg für die Berechnung des Massenträgheitsmomentes angenommen
- Für die Berechnung der dafür benötigten Winkelbeschleunigung wird davon ausgegangen, dass der Rotor aus dem Stillstand in 1 s auf 30 U/min beschleunigt wird

Momentengleichgewicht um Rotordrehpunkt:

$$\sum M_x = M_{\text{Trägheit}} = F_{\text{motor}} * r_{wr,a} - F_{faser} * R_{sp} - 8 * (F_{\text{lager}} * R_{la})$$

Auflösen nach F_{motor} ergibt:

$$F_{\text{motor}} = \frac{M_{\text{Trägheit}} + F_{faser} * R_{sp} + 8 * (F_{\text{lager}} * R_{la})}{r_{wr,a}}$$

Einsetzen von:

- $F_{faser} = 300 \text{ N}$; $R_{sp} = 150 \text{ mm}$
 - $F_{\text{lager}} = c_r * F_n = 0,01 * 15 \text{ kg} * 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} = 1,47 \text{ N} \approx 5 \text{ N}$; $R_{la} = 270 \text{ mm}$
 - $r_{wr,a} = 325 \text{ mm}$
 - $M_{\text{Trägheit}} = I_{\text{Zylinder}} * \alpha$ mit: $I_{\text{Zylinder}} = m * \left(\frac{r_{wr,a}^2}{2} + \frac{r_{sp}^2}{2} \right) = 15 \text{ kg} * \left(\frac{0,325^2 \text{ m}^2}{2} + \frac{0,2^2 \text{ m}^2}{2} \right) = 1,09 \text{ kgm}^2$
- $$M_{\text{Trägheit}} = 1,09 \text{ kgm}^2 * 3,14 \frac{\text{rad}}{\text{s}^2} = 3,42 \text{ Nm} \qquad \alpha = \frac{\Delta\omega}{\Delta t} = \frac{2 * \pi * v}{\Delta t} = \frac{2 * \pi * \frac{30 \text{ U/min}}{60 \text{ s/min}}}{1 \text{ s}} = 3,14 \frac{\text{rad}}{\text{s}^2}$$

Ergibt:

$$F_{\text{motor}} = \frac{3,42 \text{ Nm} + 300 \text{ N} * 150 \text{ mm} + 8 * (5 \text{ N} * 270 \text{ mm})}{325 \text{ mm}} = 182,21 \text{ N}$$

Mit unterschiedlichen Antriebsrollendurchmessern ergibt sich:

- Durchmesser 30 mm: $M_{\text{motor}} = F_{\text{motor}} * R_{15} = 182,21 \text{ N} * 0,015 \text{ m} = 2,73 \text{ Nm}$
- Durchmesser 40 mm: $M_{\text{motor}} = F_{\text{motor}} * R_{20} = 182,21 \text{ N} * 0,020 \text{ m} = 3,64 \text{ Nm}$
- Durchmesser 50 mm: $M_{\text{motor}} = F_{\text{motor}} * R_{25} = 136,07 \text{ N} * 0,025 \text{ m} = 4,55 \text{ Nm}$

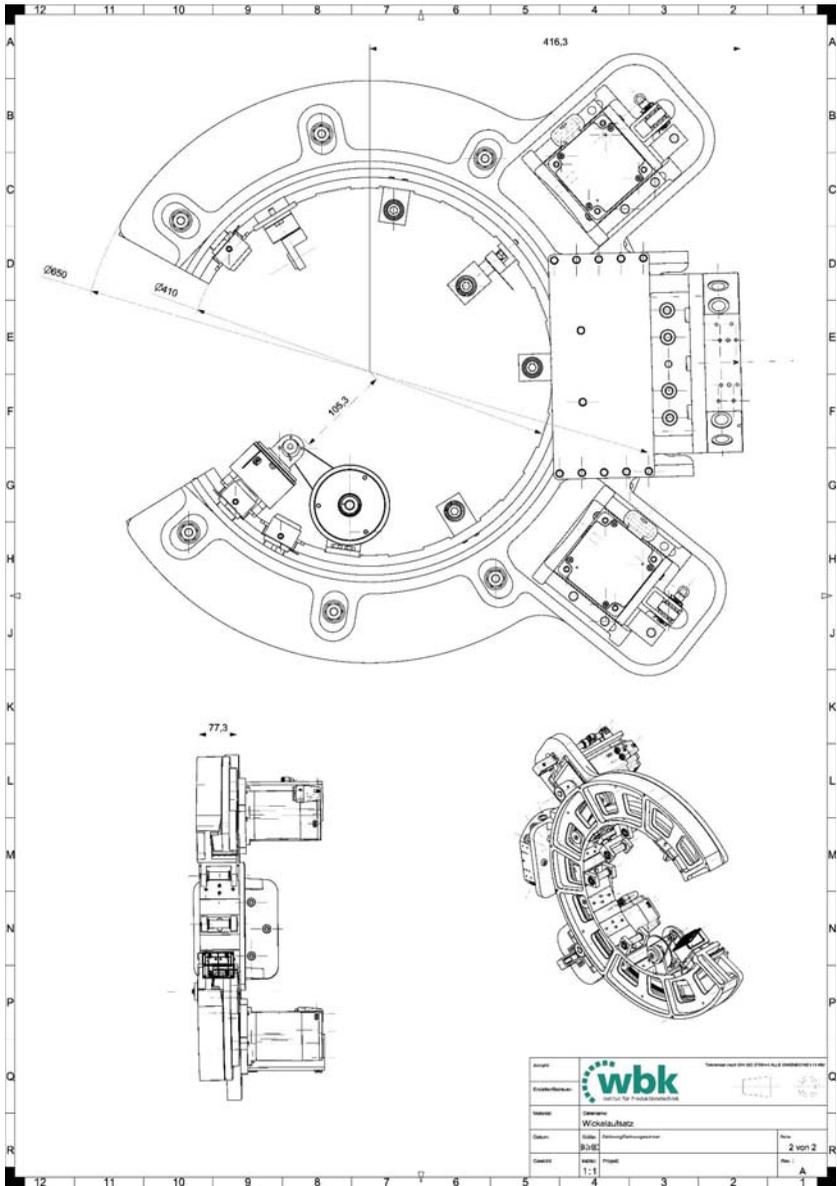
Anhang E: Programmcode zur Vorspannungsregelung

Software: Arduino IDE

```
1  const int P_Sensor = A1;      //analog signal from pressure sensor
2  const int M_Speed = 11;      //Motor Speed (PWM)
3  const int IN1 = 10;         //used for Motor direction
4  const int IN2 = 9;         //used for Motor direction
5  const int Speed_Min = 125;   //Min Value due to dissipation in H-Bruecke
6  const int Speed_Max = 175;
7  const int Speed_Base = Speed_Min;
8
9  const float dV = Speed_Max - Speed_Min;
10 const float dP = 950 - 550;
11 float P_Val = 0;
12 int Speed_Val = Speed_Min;
13 boolean M_State = 1;
14
15 boolean M_Direction = 1;     //1 for Clockwise
16
17 void setup() {
18                               // put your setup code here, to run once
19 pinMode(P_Sensor,INPUT);
20 pinMode(M_Speed,OUTPUT);
21 pinMode(IN1,OUTPUT);
22 pinMode(IN2,OUTPUT);
23 Serial.begin(9600);
24
25 void loop() {
26                               //put your main code here, to run repeatedly
27 P_Val = analogRead(P_Sensor);
28
29 if (M_State == 1 )
30 {
31     if ( M_Direction == 1 )
32     {
33         digitalWrite(IN1,HIGH);
34         digitalWrite(IN2,LOW); }
35
36     else
37     {
38         digitalWrite(IN1,LOW);
39         digitalWrite(IN2,HIGH); }
40 }
41 else if (M_State == 0 )
42 {
43     digitalWrite(IN1,LOW);
44     digitalWrite(IN2,LOW); }
45 if ((P_Val>550) && (P_Val<1024)){
46     Speed_Val = dV*((P_Val-550)/dP) + Speed_Base; }
47 else {
48     Speed_Val = Speed_Base; }
49 analogWrite(M_Speed,Speed_Val);
50 }
```

Quelle: In Anlehnung an (A_Freiberger 2019)

Anhang F: Zeichnung der neuen Wickeleinheit (Auszug)



Anhang G: Statistische Kenngrößen der Regressions- und Varianzanalyse

Verwendeter Ansatz: Linear-quadratisch

Kenngrößen	Werte
Degrees of Freedom (DF)	9
Root Mean Square of Error	0,25489
R-Square	0,77404
Adjusted R-Square	0,62341
Residual Sums of Squares	0,58472
Predicted R-Square	0,35858

	DF	Sum of Squares	Mean Square	F-Value	p-Value
Geschwindigkeit	1	0,86461	0,86461	18,9608	0,02238
Vorspannkraft	1	0,3528	0,3528	7,73684	0,0689
Haftwert	1	0,00361	0,00361	0,07922	0,79665
Geschwindigkeit*Geschwindigkeit	1	0,1849	0,1849	4,05482	0,1375
Vorspannkraft*Vorspannkraft	1	0,14822	0,14822	3,25055	0,16918
Haftwert*Haftwert	1	0,4489	0,4489	9,8443	0,05176
Error	9	0,58472	0,06497		
Lack of fit	6	0,44792	0,07465	1,63715	0,3677
Pure Error	3	0,1368	0,0456		
Total	24	3,1725			

Quelle: In Anlehnung an (A_Denk 2019)

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 drehzahleregelten
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 fünffachsigen 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 Linnenbuerger

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 Osmers

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 Mikrobauerteile

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 Wälzschälen

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

Prozesskrafttrichtungsangepasste 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 adaptronischen 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

