

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

Janna Hofmann

**Prozessmodellierung des Fünf-Achs-
Nadelwickelns zur Implementierung einer
trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung**

Band 240



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

Janna Hofmann

**Prozessmodellierung des Fünf-Achs-Nadelwickelns
zur Implementierung einer trajektorienbasierten
Drahtzugkraftregelung**

Band 240

**Prozessmodellierung des Fünf-Achs-Nadelwickelns zur
Implementierung einer trajektorienbasierten
Drahtzugkraftregelung**

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

an der KIT-Fakultät für Maschinenbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Janna Hofmann

aus Heidelberg

Tag der mündlichen Prüfung: 18. September 2020
Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

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 2021

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

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-7778-0

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 der Verfasserin

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin 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. Das mir entgegengebrachte Vertrauen habe ich stets als höchste Wertschätzung empfunden und jede fachliche Diskussion hat meine Arbeit täglich weiter verbessert. Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke möchte ich für die Übernahme des Ko-Referats danken und die wissenschaftliche Plattform, die mir die von seinem Lehrstuhl jährlich veranstaltete EDPC jedes Jahr gegeben hat. Außerdem gilt mein Dank Prof. Dr.-Ing. Jivka Ovtcharova für die Übernahme des Vorsitzes meiner Prüfung.

Ein großer Dank gilt den Konsortien des BMWi Projektes ProLemo sowie des BMBF Projektes NeWire, insbesondere Herrn Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc und seinen Kollegen der Firma Aumann durch deren technische Unterstützung die Arbeiten an der Wickelmaschine erleichtert wurden.

Allen Kolleginnen und Kollegen sowie Ehemaligen des wbk, aber insbesondere des Bereiches Maschinen, Anlagen und Prozessautomatisierung möchte ich für die kollegiale und gleichzeitig freundschaftliche Zusammenarbeit danken. Hervorzuheben ist meine Gruppe Elektromobilität, deren Leitung ich übernehmen durfte und die es mir ermöglicht hat, Gruppenleitung und Promotion bewerkstelligen zu können. Ein weiterer großer Dank gilt den Sekretariaten, den Service-Centern IT und Personal und ganz besonders dem Service-Center Technik, die mich bei allen Arbeiten am wbk unterstützt haben und dank deren Arbeit die Prozesse im Hintergrund nahtlos abgelaufen sind. Meinen Studierenden, insbesondere Alexander und Manuel möchte ich für die Unterstützung durch eure Abschlussarbeiten danken.

Meinen Freunden und Kollegen Sven, Marius, Benedikt, Philipp und Sven möchte ich für die zahlreichen Stunden am und außerhalb des wbk danken, die euretwegen besonders waren. Felix, Marius und Florian möchte ich im Speziellen für die Zeit danken, die sie der Korrektur meiner Arbeit gewidmet haben.

Auch meiner Familie möchte ich einen ganz besonderen Dank zukommen lassen. Meine Eltern Marlis und Reinhard und mein Bruder Till haben mich mein ganzes Leben begleitet, unterstützt und mich zum richtigen Zeitpunkt gefördert, gefordert und losgelassen. Ihr habt mir alles gegeben, damit ich der Mensch sein kann, der ich sein möchte.

Meinen abschließenden und allergrößten Dank möchte ich meinem Kollegen, Freund und vor allem Lebenspartner Paul aussprechen. Deine Liebe, dein Lachen und deine positive Energie haben einen großen Anteil an dieser Arbeit. Worte schaffen es kaum, meine Dankbarkeit und Liebe auszudrücken.

Karlsruhe, im September 2020

Janna Hofmann

Abstract

Since the so called “Diesel Gate” in 2015, electric mobility is no longer a future trend but faces today's production plants in Germany with new challenges. As the electric drive is a key component of electric cars, new production technologies are developed to meet the challenges of the high performance requirements of the car manufacturers. The five axis needle winding systems NWS/S developed by Aumann Espelkamp GmbH is one of this new developments in production technologies. It is a highly flexible winding system which is suitable for prototyping and small series production. By overcoming the current disadvantages it has the chance to be applicable for mass production.

The goal of this thesis is to gain a deeper understanding of the five-axis needle winding process. Therefore the question whether a trajectory-based tensile force control can be implemented by means of a process-modelling will be answered.

For this purpose the necessary fundamentals as well as the current state of research and technology are to be shown first. By pointing out the deficits of the five-axis needle winding process the goal of the thesis is defined by five research questions. An approach is shown to solve the questions asked.

Following a methodical procedure, first a parametric, analytical modeling of the winding trajectory is developed.

Second, a numerical process model to determine the tensile force is set up. It combines the finite elements and multi-body simulation and is implemented in COMSOL Multiphysics. Building up on this, an analytical model of the geometric relationships of the machine parts will be established and validated. With this model, the necessary angle of rotation of the brake wheel for conveying the required amount of wire can be determined independent of the stator and winding tool geometry.

Afterwards the implementation of the trajectory based tensile force control will be implemented by the means of a CAE-process chain.

In the final chapter the validation of the implementation will be done by comparing the trajectory based tensile force control with a torque control of the servo-brake. The scientific results are systematically evaluated and discussed.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungsverzeichnis	IV
Formelverzeichnis	V
1 Einleitung	1
2 Grundlagen und Stand der Forschung und Technik	4
2.1 Statorfertigung	4
2.1.1 Prozesskette Statorfertigung	4
2.1.2 Leistungsmerkmale eines Stators	7
2.1.3 Verfahren zur Herstellung von verteilten Wicklungen	12
2.1.4 Aumann Nadelwickelsystem NWS/S	16
2.2 Prozessbeschreibung von Wickelverfahren	20
2.2.1 Runddrahtwickelverfahren	20
2.2.2 Nadelwickelverfahren	22
2.3 Drahtzugkraft als prozessbestimmender Parameter der Direktbewicklung	24
2.3.1 Grundlagen der Drahtzugkraftregelung	24
2.3.2 Optimierung von Drahtzugkraftregelungssystemen	26
2.3.3 Ansatz der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung	29
2.4 Bewertung des Stands der Forschung und Technik	34
3 Zielsetzung, Lösungsansatz und Vorgehensweise	38
3.1 Zielsetzung	38
3.2 Lösungsansatz	40
3.3 Vorgehensweise	41
4 Systemanalyse	43
4.1 Systembeschreibung	44
4.2 Analytische Beschreibung der Wickeltrajektorie	47
4.2.1 Definition des internen Koordinatensystems	48
4.2.2 Parametrierung des analytischen Modells	49

4.3	Analyse der Drahtzugkraft entlang der Wickeltrajektorie	55
4.3.1	Auswahl der Sensorik und Integration in den Messaufbau	55
4.3.2	Datenaufnahme und Integration in die Steuerung	57
4.3.3	Auswertung der Drahtzugkraft beim Fünf-Achs-Nadelwickeln	58
4.4	Zusammenfassung der Systemanalyse	61
5	Prozessmodellierung	62
5.1	Numerische Prozessmodellierung	64
5.1.1	Aufbau des Simulationsmodells	64
5.1.2	Simulation der Lagerkraft bei konstanter Drahtzugkraft	76
5.1.3	Zusammenfassung der numerischen Prozessmodellierung	82
5.2	Analytische Prozessmodellierung	82
5.2.1	Analytische Modellierung der freien Drahtlänge	82
5.2.2	Modellierung der zur Verfügung zu stellenden Drahtmenge	90
5.2.3	Anpassung der analytischen Modellierung an eine zweite Statorgeometrie	96
5.2.4	Ergebnis der analytischen Modellierung	98
5.2.5	Zusammenfassung der analytischen Prozessmodellierung	104
6	Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung mithilfe einer durchgehenden CAE-Prozesskette	105
6.1	Implementierung der virtuellen Leitachse	107
6.1.1	Analyse der Steuerungsarchitektur	107
6.1.2	Beschreibung der virtuellen Leitachse	110
6.1.3	Berechnung der virtuellen Leitachse	111
6.1.4	Implementierung und Validierung der virtuellen Leitachse	116
6.1.5	Zusammenfassung der Implementierung der virtuellen Leitachse	117
6.2	Implementierung der Lageregelung des Bremsrades	117
6.2.1	Grundlagen und Grundbegriffe	118
6.2.2	Parametrierung der Betriebsart elektronische Kurvenscheibe	121
6.2.3	Experimentelle Bestimmung der variablen Parameter	123
6.2.4	Zusammenfassung der Implementierung der Lageregelung	128
6.3	Aufbau einer CAE-Prozesskette	128

6.3.1	Grundlagen und Grundbegriffe	128
6.3.2	Implementierung der CAE-Prozesskette	133
6.3.3	Validierung der MATLAB-Schnittstelle	145
6.3.4	Zusammenfassung des Aufbaus der CAE-Prozesskette	151
6.4	Zusammenfassung der Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung mithilfe einer durchgehenden CAE-Prozesskette	151
7	Validierung der Implementierung und Potenzialanalyse	152
7.1	Experimentelle Validierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung	152
7.2	Bewertung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung	155
8	Zusammenfassung und Ausblick	159
8.1	Zusammenfassung	159
8.2	Ausblick	160
	Literaturverzeichnis	162
	Abbildungsverzeichnis	I
	Tabellenverzeichnis	VIII
	Quelltextverzeichnis	X
	Anhang	XI

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bezeichnung
CAD	Computer Aided Design
CAE	Computer Aided Engineering
CAM	Computer Aided Manufacturing
CNC	Computer Numerical Control
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DOM	Document Object Model
FEM	Finite Elemente Methode
GUI	Grafische Benutzeroberfläche
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
MKS	Mehrkörpersimulation
NC	Numerical Control
NWS/S	Nadelwickelsystem/Starkdraht
STL	Standard Triangulation Language
wbk	Institut für Produktionstechnik
XML	Extensible Markup Language

Formelverzeichnis

Formelzeichen	Größe	Einheit
a	Laufvariable zur Berechnung des Wertes der virtuellen Achse	
$A_{\text{Draht,Cu}}$	Kupferquerschnittsfläche	mm^2
$A_{\text{Draht,ges}}$	Drahtquerschnittsfläche	mm^2
A_{Nut}	Nutquerschnittsfläche	mm^2
$A_{\text{Nut,iso}}$	Nutquerschnittsfläche der isolierten Nut	mm^2
d	Drahtdurchmesser inklusive Isolation	mm
d_{CD}	Abstand zwischen Stützpunkt C und Stützpunkt D	mm
d_{Cu}	Drahtdurchmesser ohne Isolation	mm
d_{iB}	Abstand der Berührungspunkte zwischen Rolle i und Bremsrad	mm
d_{ik}	Abstand der Berührungspunkte zwischen Rolle i und Rolle k	mm
d_{0i}	Abstand zwischen Stützpunkt D und Berührungspunkt der i-ten Rolle	mm
D_x	Tiefe der Nadeldüse	mm
D_z	halbe Breite der Nadeldüse	mm
I	Stärke des Spulenstroms	A
k_{el}	Elektrischer Füllfaktor	
k_{mech}	Mechanischer Füllfaktor	
l	Leiterlänge	mm
$l_{\text{abh,i}}$	von Q abhängiger Teil der Rollen-Drahtlänge beim i-ten Drahtverlauf	mm
l_{unabh}	von Q unabhängiger Teil der Rollen-Drahtlänge	mm
n	Anzahl an Windungen	
\vec{N}_d	Normalenvektor eines Dreiecks	

N_x	Abstand zwischen Nadel- und Nadelträger-Koordinatensystem in x-Richtung	<i>mm</i>
N_z	Abstand zwischen Nadel- und Nadelträger-Koordinatensystem in z-Richtung	<i>mm</i>
P_1	Eingangsleistung	<i>W</i>
P_2	Verfügbare Leistung	<i>W</i>
P_δ	Luftspaltleistung	<i>W</i>
P_{Cu}	Kupferverluste einer Windung	
$P_{ende,a}$	Finale Position des Nadelarms im Maschinenkoordinatensystem	
P_i	Punkt 1-7 zur Bestimmung der Werkzeug-Parameter	
P_{ist}	Aktuelle Position des Nadelarms im Maschinenkoordinatensystem	
P_m	Punkt zum Bestimmen der inneren Werkzeugtiefe	
$P_{O,dpr}$	Durchfahrpunkt Rückseite	<i>mm</i>
$P_{O,dpv}$	Durchfahrpunkt Verschaltungsseite	<i>mm</i>
$P_{O,spr,e}$	Sicherpunkt Rückseite	<i>mm</i>
$P_{O,spv,e}$	Sicherpunkt Verschaltungsseite	<i>mm</i>
$P_{O,vpr,e}$	Verlegungspunkt Rückseite	<i>mm</i>
$P_{O,vpv,e}$	Verlegungspunkt Verschaltungsseite	<i>mm</i>
$P_{O,zpr}$	Zwischenpunkt Rückseite	<i>mm</i>
$P_{O,zpv}$	Zwischenpunkt Verschaltungsseite	<i>mm</i>
P_x	Aktueller Wert der x-Maschinenachse	<i>mm</i>
P_y	Aktueller Wert der y-Maschinenachse	<i>mm</i>
P_z	Aktueller Wert der z-Maschinenachse	<i>mm</i>
$Pos_{N,A}$	Position des Nadelstützpunktes A	<i>mm</i>
$Pos_{N,B}$	Position des Nadelstützpunktes B	<i>mm</i>
$Pos_{N,C}$	Position des Nadelstützpunktes C	<i>mm</i>

Q	Winkel der Nadelträgerrotationsachse	<i>rad</i>
Q_{dpr}	Winkel der Q-Maschinenachse am Durchfahrpunkt Rückseite	<i>rad</i>
Q_{dpv}	Winkel der Q-Maschinenachse am Durchfahrpunkt Verschaltungsseite	<i>rad</i>
Q_{spr}	Winkel der Q-Maschinenachse am Sicherpunkt Rückseite	<i>rad</i>
Q_{spv}	Winkel der Q-Maschinenachse am Sicherpunkt Verschaltungsseite	<i>rad</i>
Q_{sv}	Winkel der Q-Maschinenachse am Startpunkt Verschaltungsseite	<i>rad</i>
Q_{vpr}	Winkel der Q-Maschinenachse am Verlegungspunkt Rückseite	<i>rad</i>
Q_{vpv}	Winkel der Q-Maschinenachse am Verlegungspunkt Verschaltungsseite	<i>rad</i>
Q_{zpr}	Winkel der Q-Maschinenachse am Zwischenpunkt Rückseite	<i>rad</i>
Q_{zpv}	Winkel der Q-Maschinenachse am Zwischenpunkt Verschaltungsseite	<i>rad</i>
\mathbb{R}	Parameterraum der reellen Zahlen	
\vec{R}	Richtungsvektor eines Dreiecks	
R	Aktueller Winkel der Statorrotationsachse	<i>rad</i>
r_B	Radius des Bremsrades	<i>mm</i>
R_{Cu}	Wicklungswiderstand	Ω
R_i	i-ter Rotationswinkel des Stators	<i>rad</i>
r_i	Radius der i-ten Rolle	<i>mm</i>
r_k	Radius der k-ten Rolle	<i>mm</i>
$Stp_{N,dyn}$	Position des dynamischen Nadelstützpunktes	<i>mm</i>
$Stp_{St,Hilf}$	Position eines Statorstützpunktes im Hilfskoordinatensystem	<i>mm</i>
$Stp_{St,int}$	Position eines Statorstützpunktes im internen Koordinatensystem	<i>mm</i>
$Stp_{St,R}$	Radialer Abstand auf der Nutsymmetrieachse zur Rotationsachse des Stators	<i>mm</i>
$Stp_{St,x}$	x-Koordinate eines Statorstützpunktes	<i>mm</i>

$Stp_{St,y}$	orthogonaler Abstand eines Statorstützpunktes von der Nutsymmetrieachse	<i>mm</i>
$Stp_{W,int}$	Position eines Werkzeugstützpunktes im internen Koordinatensystem	<i>mm</i>
$Stp_{W,R}$	radialer Abstand auf der Werkzeugsymmetrieachse zur Rotationsachse des Stators	<i>mm</i>
$Stp_{W,x}$	x-Koordinate eines Werkzeug-Stützpunktes	<i>mm</i>
$Stp_{W,y}$	orthogonaler Abstand eines Werkzeug-Stützpunktes von der Werkzeugsymmetrieachse	<i>mm</i>
int_T^{Na}	Transformationsmatrix vom internen Koordinatensystem in das Nadelkoordinatensystem	
int_T^{NT}	Transformationsmatrix vom internen Koordinatensystem in das Nadelträgerkoordinatensystem	
NT_T^{Na}	Transformationsmatrix vom Nadelträgerkoordinatensystem in das Nadelkoordinatensystem	
V_a	Sicherheitsabstand zwischen x-Achse und Statorinneren	<i>mm</i>
V_{Cu}	Kupferverluste	
V_{Fe}	Eisenverluste	
V_R	Reibungsverluste	
V_Z	Zusatzverluste	
W_b	Werkzeugbreite gesamt	<i>mm</i>
$W_{b,1-6}$	Werkzeugbreite 1-6	<i>mm</i>
$W_{t,\alpha}$	äußere Werkzeugtiefe	<i>mm</i>
$W_{t,1-6}$	Werkzeugtiefe 1-6	<i>mm</i>
$W_{t,i}$	innere Werkzeugtiefe	<i>mm</i>
x_B	x-Koordinate des Bremsradmittelpunktes im internen Koordinatensystem	<i>mm</i>
x_{int}	x-Achse des internen Koordinatensystems	
x_i	x-Koordinate des i-ten Rollenmittelpunktes im Rollen-Koordinatensystem	<i>mm</i>
x_k	x-Koordinate des k-ten Rollenmittelpunktes im Rollen-Koordinatensystem	<i>mm</i>

x_{Na}	x-Achse des Nadel-Koordinatensystems	
x_{NT}	x-Achse des Nadelträger-Koordinatensystems	
x_0	x-Koordinate des Stützpunktes D	<i>mm</i>
x_{0i}	x-Koordinate des Stützpunktes D sowie der Rollen eins und zwei bei Q=0	<i>mm</i>
y_B	y-Koordinate des Bremsradmittelpunktes im internen Koordinatensystem	<i>mm</i>
z_B	z-Koordinate des Bremsradmittelpunktes im internen Koordinatensystem	<i>mm</i>
z_i	z-Koordinate des i-ten Rollenmittelpunktes im Rollen-Koordinatensystem	<i>mm</i>
z_{int}	z-Achse des internen Koordinatensystems	
z_k	z-Koordinate des k-ten Rollenmittelpunktes im Rollen-Koordinatensystem	<i>mm</i>
z_{Na}	z-Achse des Nadel-Koordinatensystems	
z_{NT}	z-Achse des Nadelträger-Koordinatensystems	
z_0	z-Koordinate des Stützpunktes D	<i>mm</i>
z_{0i}	z-Koordinate des Stützpunktes D sowie der Rollen eins und zwei bei Q=0	<i>mm</i>

Griechische Symbole

β	Drehwinkel der Nut-Symmetrieachse	<i>rad</i>
γ	Auslaufwinkel des Drahtes aus dem Sensor bei der Justierung	<i>rad</i>
γ_{1B}	Berührungswinkel 1 des Bremsrades	<i>rad</i>
γ_{2B}	Berührungswinkel 2 des Bremsrades	<i>rad</i>
γ_{1i}	Berührungswinkel 1 der Rolle i	<i>rad</i>
γ_{2i}	Berührungswinkel 2 der Rolle i	<i>rad</i>
ρ	Spezifischer elektrischer Widerstand des Materials	$\mu\Omega \cdot m$
τ	Variable zur Bestimmung der Position des dynamischen Nadelstützpunktes	
ω	Trajektorienparameter zur Parametrierung der virtuellen Leitachse	

$\Delta\omega$	Abstand zwischen zwei Werten des Trajektorienparameters ω
ω_{Schritt}	Schrittvariable zur Berechnung von ω
$\omega_{\text{undefiniert}}$	Parameterwert, für den die virtuelle Achse nicht definiert ist

1 Einleitung

Die Anzahl der Neuzulassungen von Elektrofahrzeugen hat sich seit dem so genannten Dieselskandal im Jahr 2015 verdreifacht¹. Durch die immer weiter steigende Nachfrage, bedingt durch gesetzliche Restriktionen wie Fahrverbote, wird sich dieser Trend in den kommenden Jahren fortsetzen. Auch das steigende Bewusstsein für knapper werdende Ressourcen forciert die aktuelle Nachfrage nach elektrischen Fahrzeugen. (Frieske & van den Adel et al. 2019; Reuter & Hendrich et al. 2019; Andreas Burkert 2017)

Die Produktion elektrischer Antriebsstränge findet derzeit nur teilweise in Deutschland statt. Insbesondere die Energiespeicher werden größtenteils in Asien hergestellt. Im Gegensatz dazu werden Elektromotoren bereits seit Jahrzehnten in Deutschland produziert. Durch seinen neuen Einsatz als Traktionsantrieb im Fahrzeug steigen jedoch die Anforderungen an den Elektromotor im Vergleich zum Einsatz als Antriebselement in beispielsweise einer Werkzeugmaschine. Mit den neuen Anforderungen an den Traktionsmotor und den damit verbundenen Produktentwicklungen müssen neue Produktionsverfahren entwickelt und etabliert werden. (Bauer & Riedel et al. 2018; Schlick & Hertel et al. 2011)

Der Grundaufbau eines Elektromotors, bestehend aus Stator, Rotor und Gehäuse, hat sich gegenüber klassischen Antrieben für beispielsweise Werkzeugmaschinen nicht wesentlich verändert. Die Wicklung des Stators, die das elektromagnetische Feld erzeugt, ist eine Komponente, deren Leistungsmerkmale wesentlich durch die Fertigungstechnik beeinflusst werden. Die Wickeltechnologie ist eine forschungsseitig noch nicht lange untersuchte Fertigungstechnologie, die das formschlüssige Fügen von Kupferlackdraht um das Eisenblechpaket bezeichnet. Das im Rahmen dieser Dissertation zu untersuchende Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren der Firma Aumann Espelkamp GmbH ist den Wickelverfahren mit Runddraht zuzuordnen. Dieses Verfahren ermöglicht es, flexibel hochdrehende Elektromotoren für die Anwendung in batterieelektrischen Fahrzeugen mit einer verteilten Wicklung mit höchstem mechanischem Füllfaktor zu fertigen.

¹ <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/244000/umfrage/neuzulassungen-von-elektroautos-in-deutschland/>; zuletzt geprüft am 31.12.2019.

Diese Arbeit soll einen Beitrag dazu leisten das Verfahren durch eine Prozessmodellierung in der Tiefe zu verstehen, und damit die Grundlage für eine Industrialisierung des noch sehr neuen Verfahrens ermöglichen.

Die vorliegende Dissertation ist in acht Kapiteln so aufgebaut, dass zunächst in Kapitel 2 die für diese Arbeit notwendigen Grundlagen erläutert werden und darauf aufbauend der Stand der Forschung aufgearbeitet wird. Zusätzlich werden in diesem Kapitel die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Maschine ausführlich beschrieben und der Ansatz der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung eingeführt. Abschließend werden in Kapitel 2 die Vorteile und Defizite des Fünf-Achs-Nadelwickelns zusammengefasst.

Daraus leiten sich in Kapitel 3 die Forschungsfragestellungen für diese Dissertation ab. Diese werden in der Zielsetzung der Arbeit zusammengefasst, und der eigene Ansatz zur Erreichung der Zielsetzung wird vorgestellt. Darauf aufbauend wird das methodische Vorgehen im Rahmen dieser Arbeit aufgezeigt, welches in den folgenden Kapiteln erarbeitet wird.

Kapitel 4 zieht eine erste Systemgrenze für die im Rahmen der Arbeit durchzuführenden Versuche. Die Wickeltrajektorie wird hier erstmalig eingeführt und parametrisiert beschrieben, diese dient als Eingangsgröße für die noch folgende Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung. Darauf aufbauend wird systematisch eine geeignete Sensorik ausgewählt, um die Drahtzugkraft entlang der Wickeltrajektorie im Prozess bestimmen zu können. In Wickelversuchen wird die Einstellung des Bremsmomentes als entscheidender Faktor zur Beeinflussung der Drahtzugkraft identifiziert.

Kapitel 5 befasst sich umfassend mit der Prozessmodellierung. Es werden zwei verschiedene Modelle aufgebaut, zum einen ein numerisches kombiniertes Finite-Elemente- und Mehrkörpermodell zur Analyse der Prozesskräfte und zum anderen ein analytisches Modell zur Bestimmung der geometrischen Zusammenhänge im Prozess. Ziel des geometrischen Modells ist die Bestimmung des notwendigen Bremsradwinkels zur Förderung der nötigen Drahtmenge als Eingangsgröße für die spätere Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung.

In Kapitel 6 wird die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung durch eine durchgehende CAE-Prozesskette implementiert. Dafür wird zunächst – an die Ergebnisse aus Kapitel 4 anschließend – die virtuelle Leitachse entsprechend der Modellierung in die Steuerung implementiert. Danach wird die Lageregelung des Bremsrads, aufbauend

auf den Ergebnissen aus Kapitel 5, über elektronische Kurvenscheiben in die Steuerung integriert. Um die systematische Parametrierung der Modelle vollständig auszunutzen, wird eine durchgängige CAE-Prozesskette implementiert, die Mithilfe einer MATLAB-Schnittstelle aus den vorliegenden CAD-Daten automatisiert die steuerungsseitig notwendigen Programmbausteine erstellt und zusätzlich das Wickelprogramm für die Validierung erstellt.

In Kapitel 7 wird die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung validiert und eine Potenzialanalyse der Regelung durch eine Bewertung der Ergebnisse durchgeführt.

Die Arbeit wird abschließend in Kapitel 8 zusammengefasst, indem alle gestellten Forschungsfragen systematisch beantwortet werden. Zusätzlich wird ein Ausblick mit weiteren, sich aus den Erkenntnissen dieser Arbeit abgeleiteten, Forschungsfragen gegeben.

2 Grundlagen und Stand der Forschung und Technik

Ziel dieses Kapitels ist die Darstellung der Grundlagen sowie des aktuellen Stands der Forschung und Technik, um die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Prozesse und Methoden grundlegend nachvollziehen zu können. Dafür wird zunächst auf die Grundlagen der Statorfertigung eingegangen, wobei die Prozesskette zur Fertigung vorgestellt wird und dann die Produktmerkmale eines Stators dargestellt werden. Der Fokus liegt dabei auf der Statorwicklung und ihrer Herstellung. Das im Rahmen dieser Arbeit erforschte Verfahren wird eingeführt. Darauf aufbauend werden die aktuellen Forschungsarbeiten zur Prozessbeschreibung von Wickelverfahren zusammengefasst, wobei insbesondere die Forschungsarbeiten im Nadelwickeln vorgestellt werden. Im Anschluss wird auf die Herausforderungen bei der Direktbewicklung von Statoren eingegangen, wobei der Fokus auf dem Stand der Forschung zur Optimierung von Drahtzugkraftregelungssystemen sowie auf dem Ansatz der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung liegt. Abschließend wird der Stand der Forschung und Technik bewertet.

2.1 Statorfertigung

Im Rahmen dieses Abschnitts wird zunächst allgemein die Prozesskette der Statorfertigung nach dem Stand der Technik dargestellt. Aufbauend darauf werden die für die Leistungsmerkmale eines Stators relevanten Produktmerkmale und Prozessschritte aufgezeigt und die Wickeltechnik als Fertigungsverfahren beschrieben. Schließlich werden die Verfahren zur Herstellung von verteilten Wicklungen dargelegt und miteinander verglichen und zum Abschluss das im Rahmen dieser Arbeit angewendete Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren der Firma Aumann Espelkamp GmbH (im weiteren Verlauf Aumann) im Detail erläutert.

2.1.1 Prozesskette Statorfertigung

Ein Elektromotor besteht aus den drei wesentlichen Hauptkomponenten Gehäuse, Stator und Rotor. Das Gehäuse sorgt für die mechanische Stabilität und enthält die Kühlung. Im Stator wird ein Drehfeld in der stromdurchflossenen Wicklung, die wiederum aus einzelnen Windungen besteht, der drei Phasen erzeugt. Dieses Drehfeld wird auf den Rotor übertragen und sorgt so für die Rotationsbewegung der Ausgangswelle des Elektromotors. (Schröder 2017, S. 198)

Es existieren verschiedenste Bauformen von Statoren, auf die in Abschnitt 2.1.2 genauer eingegangen wird. Die übergeordnete Prozesskette zur Fertigung von Statoren

ist aber im Wesentlichen dieselbe und wird im Folgenden beschrieben. In Abbildung 2-1 ist ein Ausschnitt eines gewickelten Stators zu sehen, wobei die aus dem Blechpaket herauschauende Wicklung als Wickelkopf bezeichnet wird.

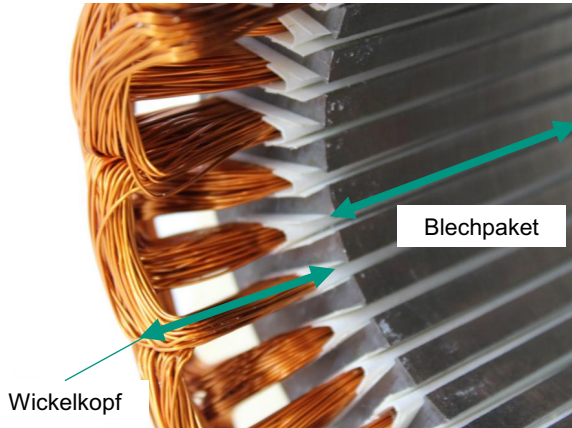


Abbildung 2-1: Ausschnitt eines Vollblechschnittstators

Die übergeordnete Prozesskette zur Produktion von Elektromotoren ist seit langem bekannt und wird sich voraussichtlich nicht wesentlich ändern. Allerdings wird es nach (Schlick & Hertel et al. 2011) „Änderungen und Weiterentwicklungen der verwendeten Produktionstechnologien innerhalb der einzelnen Produktionsschritte“ geben müssen, um die geforderten Zielkosten der Produktion sowie die geforderten Stückzahlen und geringen Ausschussraten zu erreichen. Die vorliegende Arbeit fokussiert sich auf die Weiterentwicklung des Fünf-Achs-Nadelwickelverfahrens für Statorn von Elektromotoren, weshalb im Rahmen des folgenden Abschnitts lediglich auf die Prozesskette der Statorfertigung eingegangen wird (vgl. Abbildung 2-2).

Zunächst wird das Lamellen- oder Blechpaket gefertigt, was in zwei aufeinanderfolgenden Schritten erfolgt. Zuerst wird der Blechzuschnitt aus dem Band-Coil herausgetrennt, anschließend auf die gewünschte Höhe gestapelt und miteinander verbunden. Für das Trennen werden klassischerweise ein Stanzprozess oder ein Laserschneidprozess eingesetzt, weniger gebräuchlich ist das Wasserstrahlschneiden. Die geschnittenen Bleche werden gestapelt und über Fügeverfahren wie Kleben, Verbacken oder Schweißen miteinander verbunden. In der automobilen Großserie kommt üblicherweise Stanzpaketieren zum Einsatz. (Kampker 2014, S. 144–148)

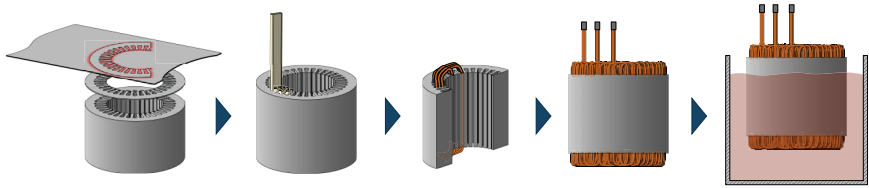


Abbildung 2-2: Schematische Darstellung der Prozesskette Blechpakete Stapeln, Nutgrundisolation, Wicklung herstellen, kontaktieren und Imprägnieren (eigene Darstellung nach (Fleischer & Hausmann et. al. 2020))

In die Nuten des gefertigten Blechpaketes wird dann die so genannte Nutgrundisolation in den Stator eingeführt, nachdem diese passend zurechtgeschnitten und auf die Abmessung der Nut geformt wurde. Das Isolationsmaterial ist klassischerweise ein Papier bestehend aus einer Kaptonschicht² zwischen zwei Nomexschichten³ – alternativ kommen direkte Beschichtungsverfahren zum Einsatz. (Feldmann & Schöppner et al. 2014, S. 760–761)

Der darauf folgende Schritt ist das Herstellen und Einbringen der Wicklung. Es wird zwischen direkten Wickelverfahren (Linearwickeln, Flyerwickeln, Nadelwickeln) und indirekten Wickelverfahren (Einziehverfahren, manuelles Träufelwickeln, Hairpinspulen, kontinuierliche Hairpinwicklung) unterschieden. Bei den erstgenannten Verfahren wird der Draht direkt auf den Spulenkörper beziehungsweise in die Statornut gelegt. Bei den anderen Verfahren wird die Wicklung außerhalb des Stators erzeugt und in einem zweiten Schritt in das isolierte Blechpaket gefügt. (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 173)

Je nach Statorbauweise werden während und nach dem Einbringen der Wicklung noch eine Zwischenisolation und/oder der so genannte Deckschieber in die Nut eingebracht. Die Phasen im Wickelkopf, falls vorhanden, werden durch die sogenannte Phasenisolation voneinander getrennt. (Feldmann & Schöppner et al. 2014, S. 761)

Im Anschluss daran werden die Spulenden miteinander kontaktiert und die Phasenabgänge auf dem Wickelkopf verlegt. Der Wickelkopf wird dann bandagiert und der

² Kapton® ist eine von DuPont entwickelte Polyimidfolie, die in einem großen Bereich temperaturstabil ist und eine hohe elektrische Isolationsfähigkeit besitzt.

³ Nomex® ist ein von DuPont entwickeltes, aus Fasern bestehendes Papier, das durch seine hohe Durchschlagsfestigkeit und mechanische Festigkeit schon in dünnen Schichten für den Einsatz im Elektromotorenbau geeignet ist.

Stator zum Abschluss noch einmal durch einen Imprägnier- oder Vergussprozess isoliert (so genannte Sekundärisolation). (Kampker 2014, S. 154–156)

2.1.2 Leistungsmerkmale eines Stators

Der Stator ist nach (Bauer & Rothfuss et al. 2015) die leistungsbestimmende Komponente eines Elektromotors und muss höchste Anforderungen erfüllen. Die Leistungsfähigkeit und damit der Wirkungsgrad eines Stators wird über die Verlustleistungen bestimmt. Die Hauptverluste eines Stators sind dabei nach (Schröder 2017, S. 49) die Eisen- und Kupferverluste (vgl. Abbildung 2-3).

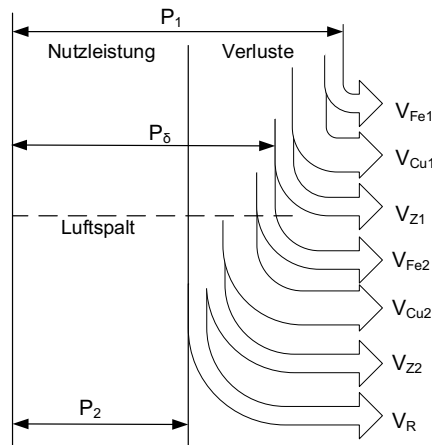


Abbildung 2-3: Verlustarten eines Stators (eigene, qualitative Darstellung nach (Schröder 2017, S. 49))

In Abbildung 2-3 bezeichnet der Index 1 die im Stator und der Index 2 die im Rotor auftretenden Verluste. Die Eisenverluste werden mit V_{Fe} , die Kupferverluste mit V_{Cu} , die Zusatzverluste mit V_Z und die Reibungsverluste mit V_R bezeichnet. Die Eingangsleistung wird mit P_1 , die verfügbare Leistung mit P_2 und die Luftspaltleistung mit P_δ bezeichnet. (Schröder 2017, S. 49)

Je nach Einsatzgebiet sind bei hochdrehenden Motoren (beim Einsatz in batterieelektrischen Fahrzeugen) die Eisenverluste und bei niedrigdrehenden Motoren (beim Einsatz mit Getriebe in Hybridfahrzeugen) die Kupferverluste dominant. Es gilt prinzipiell die Verluste insgesamt zu minimieren – im Besonderen aber die dominanten Verluste. (Schröder 2017, S. 49)

2.1.2.1 Blechpaket

Die Eisenverluste des Stators werden durch die Form des Blechpaketes bestimmt, welches auf unterschiedliche Arten aufgebaut sein kann (vgl. Abbildung 2-4).

Dabei sind die Dicke des Bleches, das Fertigungsverfahren und die Blechgeometrie entscheidend für die Eisenverluste eines Stators und Teil separater Forschungsarbeiten (bspw. (Lamprecht 2014; Veigel 2018; Libert & Soulard 2006; Lanza & Stoll et al. 2013)). Die Auswahl der Blechgeometrie erfolgt daher immer abhängig vom Einsatzgebiet des Stators, wobei für Motoren in hybriden Anwendungen (Drehzahlbereich bis 5.000 U/min) Vollpolesegmente bevorzugt zum Einsatz kommen, welche nachträglich zu einem Stator zusammengesetzt werden (auch Einzelzahnspulen genannt). Durch das nachträgliche Zusammensetzen zu einem Stator entstehen an den Übergangsfächen zwischen zwei Segmenten erhöhte Eisenverluste beim Ummagnetisieren. Die Fertigung der Wicklung ist hier sehr einfach.



Abbildung 2-4: Verlustarten in Abhängigkeit der Blechpaketgeometrie (eigene Darstellung nach (Peter & Halwas et al. 2017))

Bei batterieelektrischen Fahrzeugen (Drehzahlbereich bis 20.000 U/min) fällt die Wahl vornehmlich auf Vollblechschnittstatoren. Da der Blechschnitt zusammenhängend ist, sind die Eisenverluste gering, die nachträgliche Fertigung der Wicklung wird dadurch jedoch komplexer, da viel weniger Freiheitsgrade herrschen.

Zwischenformen wie die Polketten, Einzelpole in Kombination mit einem Jochring oder ein Jochring mit einem Stern kommen im automobilen Bereich nicht für Traktionsantriebe in Frage, werden jedoch häufig in Peripherieanwendungen wie bspw. Lichtmaschine oder Fensterheber eingesetzt.

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Bewicklung eines Vollblechschnittstators in den Fokus gestellt, da dieser für den Einsatz in rein batterieelektrischen Fahrzeugen die bevorzugte Blechpaketgeometrie darstellt.

2.1.2.2 Wicklung

Die Kupferverluste werden durch die Wicklung des Stators bestimmt. Das Wickeln von Draht zu einer Spule ist gemäß DIN 8580 ein Teil der Fertigungshauptgruppe „Fügen“. Dabei wird es der Untergruppe „Fügen durch Umformen“ nach DIN 8593-5 zugeteilt. In dieser Norm wird es den Untergruppen „Fügen durch Umformen drahtförmiger Körper“ sowie „Wickeln mit Draht“ zugeordnet. Damit wird der Fertigungsprozess des Wickelns als „Wickeln mit Draht als Fügen eines Innenteils mit einem Draht durch dessen fortlaufendes Biegen um das Innenteil“ definiert (vgl. Abbildung 2-5).

Eine Wicklung besteht dabei aus mehreren Windungen, wobei eine Windung bereits als Spule fungieren kann. Jede der einzelnen Windungen einer Wicklung wird aus kontinuierlichem Leitermaterial aufgebaut. Klassischerweise ist dies Kupferlackdraht; es sind aber auch andere Leitermaterialien wie Aluminium oder Silber denkbar (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 96).

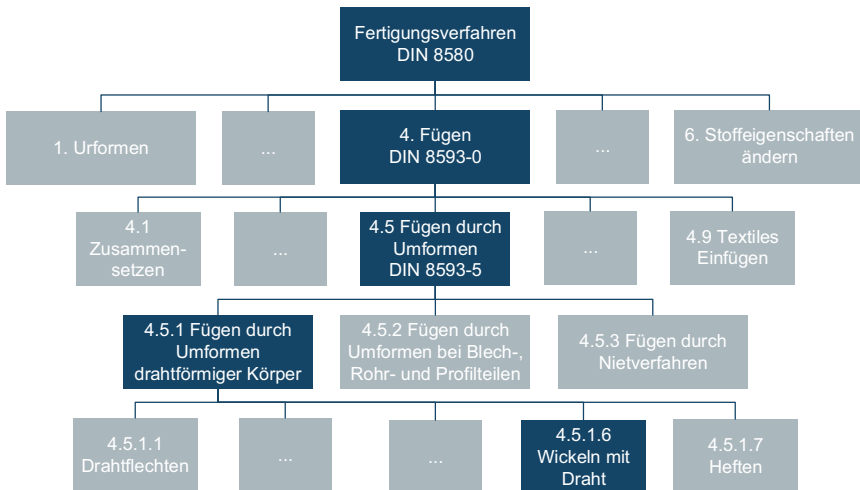


Abbildung 2-5: Einordnung des Fertigungsverfahrens Wickeln mit Draht nach DIN 8580 (eigene Darstellung nach (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 14))

Aufgrund seiner starken Verbreitung und der Verwendung im Rahmen dieser Arbeit wird im Folgenden nur auf die technischen Eigenschaften und den Aufbau von Kupferlackdraht eingegangen. Die allgemeinen Anforderungen an Kupferlackdraht, welcher

zur Wicklungsherstellung eingesetzt wird, sind in DIN EN 60317-0-1 aufgeführt. Kupferlackdraht bietet eine elektrische Leitfähigkeit κ_{Cu} von bis zu $60 \frac{m}{\Omega mm^2}$ (Feldmann & Schöppner et al. 2014, S. 204).

Kupferlackdraht besteht aus mehreren Schichten, wobei der Kern aus reinem Kupfer, versetzt mit Legierungselementen zur Festigkeitserhöhung, besteht (Jovanoski 2015). Auf dem Leitermaterial sind bis zu drei Lackschichten aufgebracht (vgl. Abbildung 2-6), welche zur Isolation, zum besseren Wärmetransport und in speziellen Anwendungen zum Verkleben oder Verbacken dienen (Beckmöller 2013).

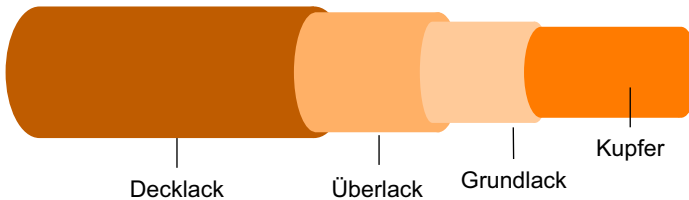


Abbildung 2-6: Aufbau von Kupferlackdraht (eigene Darstellung nach (Jovanoski 2015; Beckmöller 2013))

Motor- bzw. Statorwicklungen werden typischerweise im Aufbau – entweder als konzentrierte oder als verteilte Wicklung – differenziert (vgl. Abbildung 2-7). Dabei unterscheiden sich die beiden Wicklungsarten fertigungstechnisch durch die Anzahl der bewickelten Statorzähne. Konzentrierte Wicklungen werden nur über einen Zahn, verteilte Wicklungen hingegen über mehrere Zähne gewickelt. (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 37)



Abbildung 2-7: Aufbau einer konzentriert gewickelten Einzelzahnspule (a) (Sell-Le Blanc 2016, S. 148) und eines verteilt gewickelten Vollblechschnittstators (b)

Elektromagnetisch unterscheiden sich die beiden Wicklungsarten durch die Ausprägung ihres Magnetfeldes. Nach (Gerling 2012; Gerling & Mühlbauer et al. 2012) weisen konzentrierte Wicklungen eine „große Anzahl von Feldoberwellen“ auf, was im Betrieb

des Motors zu hohen Verlusten und unerwünschten Geräuschen insbesondere bei hohen Drehzahlen führt. Demgegenüber steht das „sinusförmig ausgeprägte Feld“ einer verteilten Wicklung, welches für optimale Verlust- und Laufeigenschaften des Motors sorgt und somit insbesondere für hohe Drehzahlen besonders geeignet ist. Im Rahmen dieser Arbeit steht aus diesem Grund die Herstellung verteilter Wicklungen im Fokus.

Ein weiteres Unterscheidungsmerkmal für Wicklungen ist der Lagenaufbau der Drähte innerhalb einer Statornut. So gibt es für Runddrahtwicklungen innerhalb einer Nut zwei hauptsächlich angewendete Lagenaufbauten – ein wilder oder ein orthozyklischer Lagenaufbau (vgl. Abbildung 2-8). (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 147–151)

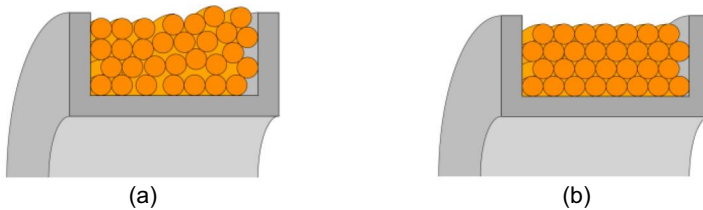


Abbildung 2-8: Wilder (a) bzw. orthozyklischer Lagenaufbau (b) (Sell-Le Blanc & Fleischer et al. 2014a)

Die zwei genannten Lagenaufbauten einer Wicklung unterscheiden sich maßgeblich in ihrer Packungsdichte und im Anspruch an die Fertigungsgenauigkeit. Bei einem wilden Lagenaufbau werden die Drähte ohne besondere Anforderungen in die Nut gelegt, wohingegen bei einem orthozyklischen Lagenaufbau die Drähte der oberen Lage jeweils in die Zwischenräume der Drähte der unteren Lage abgelegt werden, welche bereits zuvor perfekt abgelegt wurden. (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 147–151)

Die Kennzahl, welche die Packungsdichte der Kupferdrähte in der Nut beschreibt, ist der sogenannte Füllfaktor k . Dabei wird zwischen dem mechanischen Füllfaktor k_{mech} (vgl. Formel 2-1) und dem elektrischen Füllfaktor k_{el} (vgl. Formel 2-2) unterschieden. Der mechanische Füllfaktor ist eine Größe, die die fertigbare Wicklung bewertet, da hier der Kupferlackdraht inkl. Beschichtung in der isolierten Nut ins Verhältnis gesetzt wird, wohingegen der elektrische Füllfaktor insbesondere für die Auslegung einer Wicklung benötigt wird, da hier die aktive Kupferfläche und die gesamte Nutfläche zueinander in Relation gesetzt werden. (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 142)

$$k_{mech} = \frac{A_{Draht,ges}}{A_{Nut,iso}} = \frac{d^2 \cdot \pi \cdot n}{4 A_{Nut,iso}} \quad 2-1$$

$$k_{el} = \frac{A_{Draht,Cu}}{A_{Nut}} = \frac{d_{Cu}^2 \cdot \pi \cdot n}{4 A_{Nut}} \quad 2-2$$

Dabei bezeichnet n die Anzahl an Windungen in der Nut, d den Durchmesser des Drahtes (inkl. Isolationslackschicht), $A_{Nut,iso}$ beschreibt die Nutfläche (innerhalb der Nutisolation), wohingegen A_{Nut} die gesamte Nutfläche beschreibt. Je höher der mechanische Füllfaktor einer Wicklung ist, umso mehr Kupfer befindet sich also in der Nut und umso leistungsfähiger wird das Magnetfeld des Stators.

Bei Runddrahtwicklungen mit gleichem Durchmesser liegt der theoretisch maximale mechanische Füllfaktor bei 90,1%. (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 149)

Fazit:

Die Leistungsmerkmale eines Stators werden im Wesentlichen über das Blechpaket und die Wicklung bestimmt. Bei Verwendung eines Vollblechschnittstators sind die Eisenverluste minimal. Durch die Herstellung der Wicklung können die Kupferverluste beeinflusst werden. Verteilte Wicklungen erzeugen im Vergleich zu konzentrierten Wicklungen ein sinusförmiges Magnetfeld mit geringeren Verlusten bei hohen Drehzahlen. Die Menge an Kupfer in der Nut bestimmt zusätzlich die Stärke des Magnetfeldes und wird durch den mechanischen Füllfaktor beschrieben, der so hoch wie möglich sein sollte (theoretisch max. 90,1%).

2.1.3 Verfahren zur Herstellung von verteilten Wicklungen

Zur Herstellung von verteilten Runddrahtwicklungen kommen nach (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 174) im Stand der Technik das Einziehverfahren, das manuelle Träufelwickeln sowie das Nadelwickelverfahren zum Einsatz. Weitere Verfahren zur Herstellung von verteilten Wicklungen mit Rechteckdrähten sind das kontinuierliche Hairpinverfahren und der Einsatz von Hairpinspulen.

Das kontinuierliche Hairpinverfahren (auch Flachdrahtwellenwicklung genannt) und die Anwendung von Hairpinspulen sind jedoch Verfahren, welche nicht, wie beschrieben, zu den Fügeverfahren nach DIN 8580 zählen, sondern der Kategorie Umformen (mit anschließender Montage und darauffolgendem Fügen) zuzuordnen sind. Diese Verfah-

ren sind technisch nicht mit Runddrahtwickelverfahren vergleichbar, weshalb im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter darauf eingegangen wird. Für die Grundlagen zur Fertigung von Hairpinspulen wird auf (Bălă & Fetita et al. 1976, S. 353) verwiesen. Das kontinuierliche Hairpinverfahren wird in (Jordan 2015, S. 83) beschrieben.

In der aktuellen Entwicklung aber noch nicht im Stand der Technik etabliert sind Verfahren wie das so genannte „Cassette Winding“ der Firma Nittoku (Noji 2017) sowie das automatisierte Träufelwickelverfahren der Firma Aumann (Lüttge & Sell-Le Blanc et al. 2019).

Im Folgenden werden die etablierten Verfahren Einziehen, manuelles Träufelwickeln und Nadelwickeln für verteilte Runddrahtwicklungen dargestellt und miteinander verglichen.

2.1.3.1 Einziehverfahren

Das Einziehverfahren ist eine der am häufigsten eingesetzten Technologien zur Herstellung von verteilten Statorwicklungen. (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 222)

Das Einziehverfahren ist ein zweistufiges Verfahren, bei dem zunächst eine Luftspule über einen vorgelagerten Flyerwickel- oder Linearwickelprozess hergestellt wird. Diese Luftspule wird entweder direkt auf das Einziehwerkzeug (Flyerwickeln) gewickelt oder muss manuell von einer Schablone auf das Werkzeug übertragen werden. (Tzscheutschler & Olbrisch et al. 1990, S. 336–340)

Der Einziehprozess erfolgt in drei Phasen (vgl. Abbildung 2-9). In der ersten Phase dringt das Werkzeug (blau dargestellt in Abbildung 2-9) mit der Wicklung (orange dargestellt in Abbildung 2-9) von unten in den Stator ein. In der zweiten Phase erfolgt das Ausfahren des sog. Einziehpilzes (schwarz dargestellt in Abbildung 2-9), womit das Einbringen der Spule in die Nut beginnt. So werden die einzelnen Drähte der Spulen nach und nach in die Nuten eingedrückt. Zum Abschluss wird ein Deckschieber nachgeschoben, der ein Herausdrängen der Drähte aus der Nut nach dem Herausfahren des Einziehwerkzeuges verhindern soll. In der abschließenden dritten Phase ist die Wicklung fertig in den Stator eingezogen und der Einziehpilz kann zurückgefahren werden. (Tzscheutschler & Olbrisch et al. 1990, S. 336–340; Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 218)

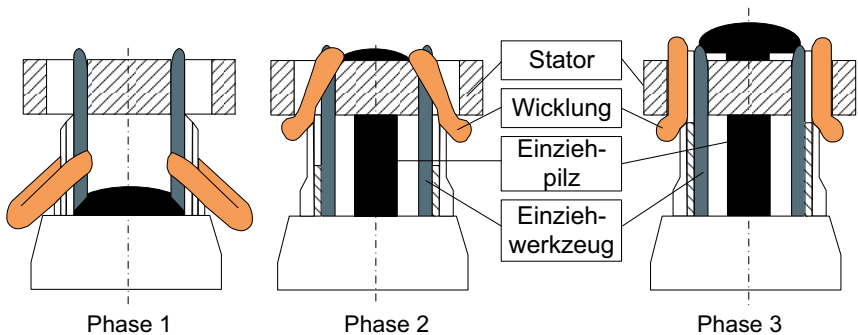


Abbildung 2-9: Phasen des Einziehvorgangs (eigene Darstellung nach (Tzscheutschler & Olbrisch et al. 1990, S. 339))

Das Einziehverfahren ist ein hochproduktives Verfahren, da sich in wenigen Sekunden ganze Wicklungen fertig in die Statornuten einbringen lassen. Die meist erforderliche manuelle Nacharbeit stellt jedoch einen großen Nachteil des Verfahrens dar. Zudem ist das sehr teure Einziehwerkzeug an die jeweilige Geometrie des Stators anzupassen und daher höchst unflexibel. Alexander Kühl hat für diesen Zweck im Rahmen seiner Forschungsarbeiten eine ambidextere (zweiarmige) Kinematik eingesetzt, die für verschiedenste Statorgeometrien die Spulen einziehen kann. (Kühl 2014; Kühl & Franke 2015; Kühl & Furlan et al. 2017)

Ein weiterer negativer Effekt sind die vergleichsweise großen Wickelköpfe, die beim Einziehen entstehen. Außerdem liegen die Spulen wild gewickelt im Einziehwerkzeug. Es kann daher beim Einziehen zu Drahtkreuzungen und hohen Belastungen der einzelnen Drähte im Prozess kommen. Mit dem Einziehverfahren ist ein mechanischer Füllfaktor von bis zu 60% erreichbar. (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 174)

2.1.3.2 Träufelwickelverfahren

Das Träufelwickeln ist nach dem aktuellen Stand der Technik ein manuelles Verfahren, das hauptsächlich für die Produktion von Hochleistungsmotoren oder in der Reparatur zum Einsatz kommt. Das Träufelwickelverfahren ist besonders drahtschonend und es können allerhöchste Füllgrade erreicht werden. (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 222–226)

Wie in Abbildung 2-10 dargestellt, wird das vorab als Luftspule gewickelte Spulenbündel zunächst oberhalb der Statornut positioniert, und durch zwirbelnde Fingerbewegung

wird der Drahtbündelquerschnitt so verjüngt, dass einzelne Drähte in die Nut eingetrüfelfelt werden können. (Jordan 2014, S. 51)

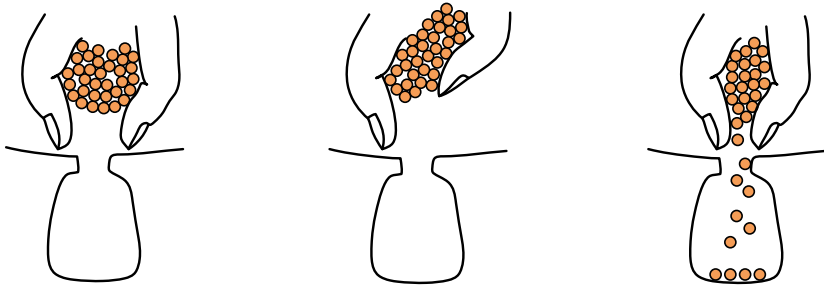


Abbildung 2-10: Darstellung des manuellen Träufelwickelprozesses (eigene Darstellung nach (Feldmann & Schöppner et al. 2014, S. 764))

Eine serienreife Automatisierungslösung für das Träufelwickeln ist nach aktuellem Stand der Technik nicht bekannt, jedoch gibt es erste bekannte Patente (Noji 2017; Lüttge & Sell-Le Blanc et al. 2019). Im Rahmen der Forschungsarbeiten von Maximilian Halwas werden erste Maschinen-Prototypen entwickelt, um den Träufelwickelprozess zu automatisieren. (Peter & Halwas et al. 2017; Halwas & Ambs et al. 2018; Halwas & Hofmann et al. 2018)

2.1.3.3 Nadelwickelverfahren

Das Nadelwickelverfahren zum Herstellen von konzentrierten Wicklungen wird auch Hub- und Schwenk-Verfahren genannt (Jordan 2013, S. 61). Der Name Nadelwickeln ist auf die Form des Drahtführers zurückzuführen. In Abbildung 2-11 ist die Kinematik des klassischen Nadelwickelns zum Herstellen von konzentrierten Wicklungen dargestellt. Die Nadel bewegt sich von oben nach unten und verlegt den Draht, indem der Stator (hier als Ausschnitt eines einzelnen Zahns dargestellt) rotiert. So kann Zahn für Zahn bewickelt werden. (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 205–214)

Um verteilte Wicklungen mit dem Nadelwickelverfahren herstellen zu können, werden zusätzliche Achsen bzw. Hilfswerkzeuge zur Drahtverlegung entlang des Wickelkopfes benötigt. Es existiert eine Vielzahl von Patenten, von denen einige relevante im Folgenden dargestellt werden.

In der Patentschrift von (Walter 2004) wird eine Nadelwickelvorrichtung zur Bewicklung von Statoren vorgestellt, bei der zusätzliche Hilfswerkzeuge auf den Stator aufgebracht

werden und der Draht mit hakenähnlichen Elementen entlang des Wickelkopfes auf die Hilfswerkzeuge verlegt wird. Die Patentschrift von (Lyschick & Mahlmeister et al. 2005) beinhaltet ebenfalls ein Verfahren, welches mithilfe von an der Statorstirnseite angebrachten Wickelhilfswerkzeugen eine verteilte Wicklung in einem Statorvollblechschnitt erzeugen kann. Ein ähnliches Verfahren wird in der Patentschrift von (Bolli & Ulrich et al. 2007) dargestellt.

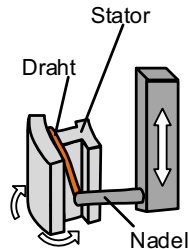


Abbildung 2-11: Darstellung der Kinematik des Nadelwickelns für konzentrierte Wicklungen (eigene Darstellung nach (Feldmann & Schöppner et al. 2014, S. 215))

In (Stenzel & Dollinger et al. 2013) wird ein Hüllelement angemeldet, in welches der Draht beim Bewickeln mit dem Nadelwickeln auf dem Wickelkopf abgelegt wird. In (Stenzel & Richnow 2014) wird eine drehbare, gekrümmte Nadeldüse vorgestellt, mit deren Hilfe der Draht lagengenau in die Nut gewickelt werden kann. In der Patentschrift von (Parati 2015) wird eine um 180° schwenkbare Nadeldüse beschrieben, um verteilte Wicklungen herstellen zu können.

Das von der Firma Aumann entwickelte Verfahren, das Gegenstand dieser Arbeit ist, wird im folgenden Abschnitt genauer beschrieben.

2.1.4 Aumann Nadelwickelsystem NWS/S

Das Aumann Nadelwickelsystem NWS/S wurde in Europa unter den Nummern EP 2 477 315 A2 und EP 2 477 315 A3 als Patentschrift offengelegt (Hagedorn & Lüttge 2012b; Hagedorn & Lüttge 2012a). 2018 erfolgte die Erteilung des europäischen Patentes.

Die Patente beschreiben ein Verfahren zum Verlegen des Drahtes in den Statornuten und Wickelendkappen mit insgesamt fünf verfahrbaren Achsen. Das Verfahren ist in der Lage, den Draht lagengenau in die Nuten abzulegen und höchst automatisierbar,

was den Einsatz auch für eine automobiler Großserie interessant macht. (Jordan 2016, S. 80)

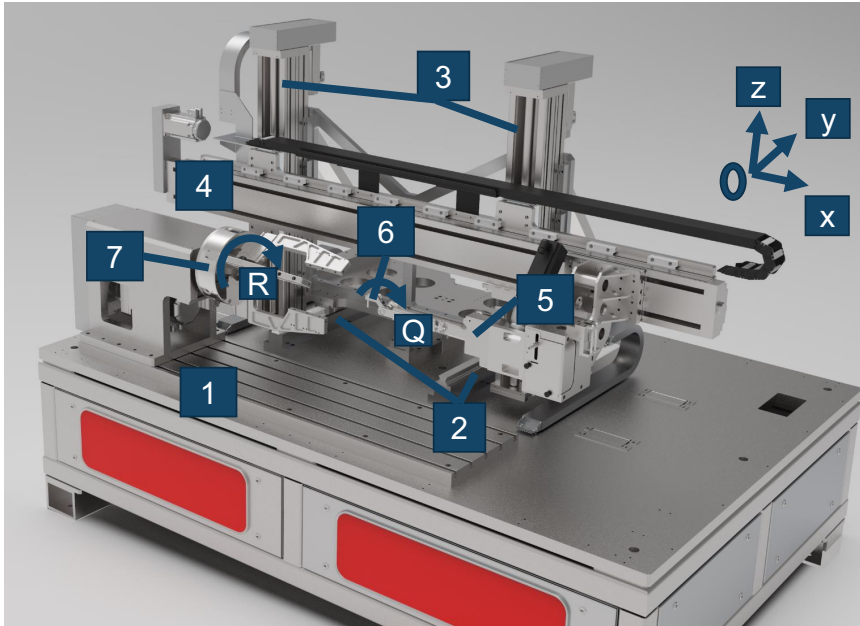


Abbildung 2-12: Aufbau der Wickelmaschine NWS/S (eigene Darstellung aufbauend auf den CAD-Daten von Aumann⁴)

In Abbildung 2-12 ist der Aufbau der im Rahmen dieser Dissertation verwendeten Wickelmaschine dargestellt. Die Basisplatte (1), auf der die z-Achsen befestigt sind, kann über zwei Linearführungen (2) entlang der y-Achse durch einen Spindelantrieb verfahren werden. Die Bewegung entlang der z-Achse erfolgt über zwei weitere parallel geschaltete Linearführungen (3). Auf diesen ist wiederum die x-Achse befestigt (4), welche für die Bewegung des Nadelarms (5) sorgt. Auf dem Nadelarm ist der Nadelträger (6) um die Q-Achse rotierbar gelagert. Die Wickelnadel kann auf dem Nadelträger um 180° geschwenkt werden. Der Stator inkl. montierten Wickelwerkzeugen kann über

⁴ Die CAD-Daten wurden von der Firma Aumann zur Verfügung gestellt und durch Matthias Wenzel 2015-2016 im Rahmen des Forschungsprojektes ProLemo erstellt.

eine Index-Drehspindel (7) eingespannt werden und rotiert um die R-Achse. (Jordan 2016, S. 81)

Der Ursprung 0 der Achsen des Koordinatensystems ist ebenfalls in Abbildung 2-12 eingezeichnet. Der Verfahrraum der drei Hauptachsen ist nur im negativen Wertebereich möglich.

Die in dieser Arbeit beschriebene Maschine ist im Jahr 2016 im Rahmen des gemeinsamen Forschungsprojektes ProLemo⁵ aufgebaut worden.

Um einen Stator mit der NWS/S zu bewickeln, wird dieser zunächst in eine Aufnahme gefügt, welche in das Drei-Backenfutter der Index-Drehspindel (7) eingespannt werden kann. In dieser Statoraufnahme ist es anschließend möglich die Wickelwerkzeuge einzeln zu befestigen, wie in Abbildung 2-13(a) dargestellt. Durch den modularen Aufbau des Werkzeuges (vgl. Abbildung 2-13(b)) kann es nachträglich radial in Richtung des Statorinneren entnommen werden, wodurch eine Vielzahl an Wickelschemata abgebildet werden kann und ein kleiner Wickelkopf ermöglicht wird. Der Aufbau in Ebenen (beispielsweise 6 Ebenen in Abbildung 2-13(b)) ermöglicht zudem eine gleichbleibende Spulenlänge. (Jastrzembki & Wenzel et al. 2016)

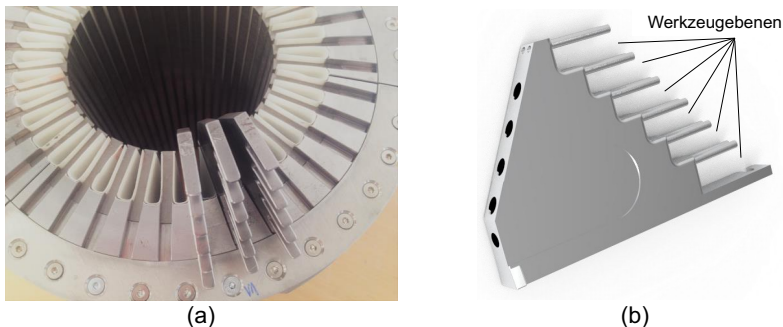


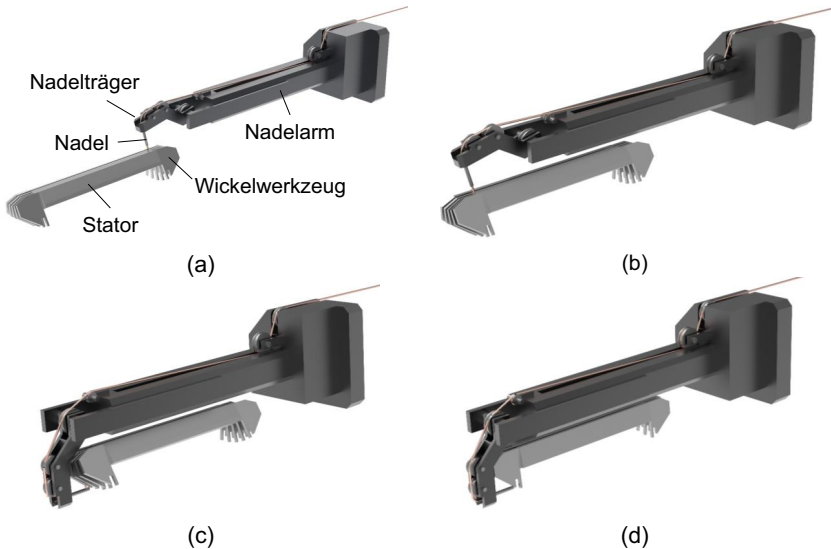
Abbildung 2-13: Befestigung der Wickelwerkzeuge in der Statoraufnahme (a), modular aufgebautes Wickelwerkzeug mit 6 Ebenen (b) (eigene Darstellung aufbauend auf den CAD-Daten von Aumann⁶)

Der Wickelprozess ist ein sich wiederholender Ablauf, der in Abbildung 2-14 dargestellt ist. Zunächst bewegt sich der Nadelarm von der Verschaltseite aus durch den Stator

⁵ Produktionstechnologien für effiziente Leichtbaumotoren für Elektrofahrzeuge; Projektlaufzeit 2013 bis 2016; Förderträger BMWi, FKZ: 01MX12053B.

⁶ Die CAD-Daten wurden von der Firma Aumann zur Verfügung gestellt und durch Lando Weiße erstellt.

durch hin zur Rückseite (vgl. Abbildung 2-14 (a) nach (b)). Dabei wird der Draht in die Nut abgelegt. Durch ein Schwenken des Nadelträgers um die Q-Achse (vgl. Abbildung 2-14 (c)) wird auf der Rückseite dann der Draht aus der Nut heraus geführt und die Verlegung des Wickelkopfes in den Wickelwerkzeugen beginnt. Durch eine Rotation des Stators um die R-Achse wird der Draht in den Wickelwerkzeugen zum Wickelkopf verlegt (vgl. Abbildung 2-14 (d)). Daraufhin wird der Nadelträger wieder um die Q-Achse nach oben geschwenkt, womit die Verlegung des Wickelkopfes auf der Rückseite abgeschlossen ist (vgl. Abbildung 2-14 (e)). Der Nadelarm fährt daraufhin wieder entlang der x-Achse zurück zur Verschaltseite (vgl. Abbildung 2-14 (f)). Durch ein erneutes Schwenken des Nadelträgers um die Q-Achse wird die Verlegung des Wickelkopfes auf der Verschaltseite gestartet (vgl. Abbildung 2-14 (g)). Durch die erneute Rotation des Stators um die R-Achse (entgegen der Richtung auf der Rückseite) wird der Draht auf der Verschaltseite in den Wickelwerkzeugen verlegt (vgl. Abbildung 2-14 (h)). Anschließend rotiert der Nadelträger wiederholt um die Q-Achse und der Nadelarm befindet sich wieder auf seiner Ausgangsposition (vgl. Abbildung 2-14 (a)). Eine einzelne Windung wurde verlegt.



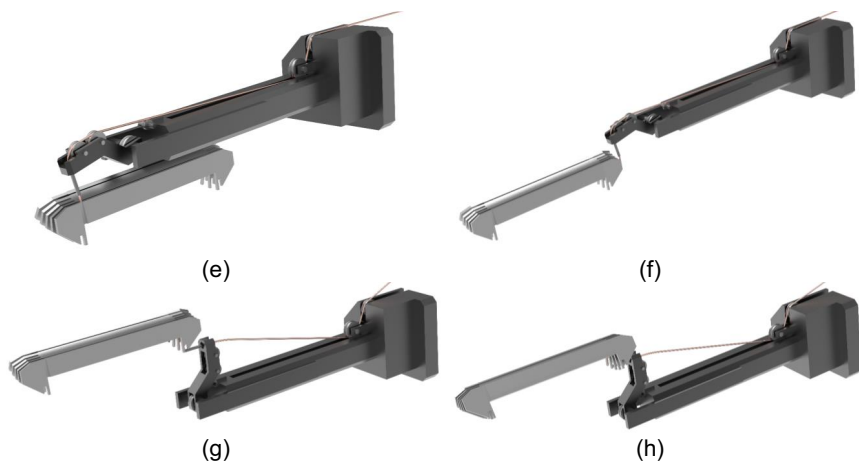


Abbildung 2-14: Darstellung der Verlegebewegung (eigene Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 24))

2.2 Prozessbeschreibung von Wickelverfahren

Um Wickelprozesse im Detail verstehen zu können, existieren Ansätze zur experimentellen, analytischen und numerischen Beschreibung von Wickelverfahren. Im Rahmen dieses Abschnitts werden zunächst allgemein die Ansätze zur Prozessbeschreibung von Runddrahtwickelverfahren beschrieben, wobei diese sich hauptsächlich auf das Linearwickeln beziehen. Im Anschluss daran werden spezifisch die Forschungsarbeiten zur Prozessbeschreibung des Nadelwickelns dargestellt.

2.2.1 Runddrahtwickelverfahren

Jordan untersucht bereits 1971 in (Jordan 1971) erste Wirkzusammenhänge beim maschinellen Bewickeln von Statorspulen. Er setzt sich zum Ziel, die Ursachen für die hohen Wicklungswiderstände von automatisch gewickelten Spulen zu untersuchen, und kann nachweisen, dass die eingestellte Grunddrahtzugkraft durch die dynamischen Maschineneigenschaften erhöht wird und der Strangwiderstand daraufhin ansteigt.

Im Rahmen der Arbeit von Voncken (Voncken 1996) wird ein neues Simulationstool entwickelt (SWING), welches die Dynamik des Drahtes, die Kontaktbeschreibung zwischen Draht und Wickelvorrichtung und die Reibungseffekte zwischen dem Draht und den Kontaktelementen beim Flyerwickeln beschreibt.

Wolf beschreibt in (Wolf 1997) den Linearwickelprozess analytisch und kann dadurch ein tieferes Prozessverständnis gewinnen. Es werden ein kapazitives Messsystem zur Erfassung der Drahtzugkraft entwickelt und die Drahtschwingungen mit einer Hochgeschwindigkeitskamera detektiert.

Wenger leitet 2004 in (Wenger 2004) erste Regelungsansätze zur verbesserten Prozessführung beim Linearspulenwickeln ab. Er baut auf den Arbeiten von Wolf auf und kann durch den Verzicht von beschleunigten Massen im Prozess und durch den Einsatz von an die „Erfordernisse des Wickelprozesses angepasste Regelungsstrategien“ die Drahtzugkraftschwankungen um bis zu 80% senken.

Dobroschke setzt 2011 durch eine prozessbegleitende Erfassung des Nachlaufwinkels eine Regelung des Wickelprozesses anhand dieser Größe um und erzielt damit eine Verbesserung des lagegenauen Wickelns. (Dobroschke 2011)

Die Arbeit von (Ishigami & Sanada et al. 2009) stellt einen Ansatz vor, den Vorschub des Drahtführers beim Linearwickeln über die Messung des Vor- bzw. Nachlaufwinkels mittels einer CCD Zeilenkamera zu regeln.

In (Wang & Zhao 2011) wird eine SPS-gesteuerte Doppel-Flyerwickelmaschine zur Herstellung von Rotorwicklungen vorgestellt, deren Steuerungsarchitektur modular aufgebaut ist.

Bönig stellt 2014 einen Ansatz zur numerischen Simulation des Linearwickelprozesses vor (Bönig & Bickel et al. 2014a; Bönig & Bickel et al. 2014b). Dabei wird unter anderem der Einfluss der Drahtzugkraft beim Bewickeln von runden und unrunder Spulenkörpern auf das Wickelergebnis mittels der Finite-Elemente-Methode unter Verwendung von Balkenelementen bestimmt. In (Bönig & Bickel et al. 2015) wird auch der Einfluss des Ablageverhaltens des Drahtes bei runden Spulenkörpern durch die Einstellung des Vor- bzw. Nachlaufwinkels untersucht. Die Arbeiten werden in der Forschungsgruppe durch Weigelt fortgeführt, der die FE-Modelle des Linearwickelns systematisch zu einem digitalen Zwilling der Maschine weiterentwickelt. (Weigelt & Riedel et al. 2017; Weigelt & Kink et al. 2019)

Der Einfluss der Maschinenelemente auf die Drahtzugkraft beim Linearwickeln unrunder Spulenkörper wird erstmalig durch Sell-Le Blanc in einem Mehrkörpersimulationsmodell nachgewiesen (Sell-Le Blanc & Ruprecht et al. 2013). Der Einfluss der mechanischen Eigenschaften des Kupfers wird durch die Implementierung des Drahtes als

Starrkörperkette mit softwarespezifischen (MSC Adams) Verbindungselementen (sogenannten „G-Forces“) im Modell berücksichtigt (Sell-Le Blanc & Fleischer et al. 2014b). Des Weiteren werden Wicklungsfehler beim Linearwickeln erstmalig systematisch dargestellt und deren Entstehung untersucht (Sell-Le Blanc & Fleischer et al. 2014a). Eine analytische Modellierung der Drahtzugkraft – ergänzt durch die Anwendung eines LTI-Adaptionsmodells (engl. linear-time-invariant – dt. linear-zeitinvariant) – wird in (Sell-Le Blanc & Hofmann et al. 2016) vorgestellt. Dafür wird die freie Drahtlänge, also die Länge zwischen Spulenkörper und Drahtaustritt aus dem Drahtführer modelliert und daraus die Drahtbeschleunigung und die Drahtzugkraft bestimmt. Die Forschungsarbeiten sind im Rahmen der Dissertation von (Sell-Le Blanc 2016) zusammengetragen.

In weiterführenden Forschungsarbeiten wird ein erster Ansatz zur Simulation des Einziehverfahrens vorgestellt (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2016).

In der Arbeit von (Komodromos & Löbbe et al. 2017) werden verschiedene Kupferlackdrähte materialseitig charakterisiert und der Einfluss der Zugkraft auf den Widerstand des Drahtes untersucht. In einer darauf aufbauenden Forschungsarbeit wird in (Komodromos & Tekkaya et al. 2018) der umformtechnische Einfluss der Form des Spulenkörpers auf die Bauchigkeit einer Spule simulativ nachgewiesen.

2.2.2 Nadelwickelverfahren

2014 veröffentlicht Stenzel einen Ansatz zur Füllfaktorerrhöhung mit dem Nadelwickelverfahren durch eine gekrümmte Wickelnadel (Stenzel & Dollinger et al. 2014b). Im gleichen Jahr stellt er einen Ansatz vor, um ohne Endkappen verteilte Wicklungen mit dem Nadelwickelverfahren herstellen zu können (Stenzel & Dollinger et al. 2014a). 2015 ergänzt er seine Forschungsarbeiten durch einen experimentellen Ansatz, in dem der Einfluss des Drahtführers bzw. der Nadel auf die Drahtzugkraft und damit die Prozessqualität beim Wickeln eines Stators mit der Nadelwickeltechnik untersucht wird (Stenzel & Dollinger et al. 2015). Der Einfluss des Nadelwickelns auf die elektromagnetischen Eigenschaften eines Stators wird in (Stenzel & Richnow et al. 2015) veröffentlicht. Stenzels Arbeiten in Kooperation mit der Audi AG sind im Rahmen seiner Dissertation 2017 zusammengetragen (Stenzel 2017).

Die Arbeiten von Stenzel werden durch Herrmann und Gerngroß an der Technischen Hochschule Ingolstadt weitergeführt. Durch Herrmann wird 2016 (Herrmann & Stenzel

et al. 2016) ein analytischer Ansatz zur Füllfaktorhöhung beim Nadelwickeln von verteilten Wicklungen durch Optimierungsalgorithmen vorgestellt. Gerngroß präsentiert das Nadelwickeln mittels eines Industrieroboters (Gerngroß & Herrmann et al. 2017). In (Herrmann & Gerngroß et al. 2018b) wird ein NURBS⁷-basierter Ansatz zur Wickeltrajektorienberechnung für die Herstellung von konzentrierten Wicklungen mit dem Nadelwickelverfahren vorgestellt. Dieser wird in (Herrmann & Gerngroß et al. 2018a) auch für verteilte Wicklungen validiert. In (Gerngroß & Herrmann et al. 2019) wird mittels eines Kalman-Filters die Drahtzugkraft entlang des Drahtverlaufs innerhalb der Maschine bestimmt und validiert.

Zerbe stellt in (Zerbe & Dinca et al. 2015) erste Ansätze zum „Hardware guided winding“ vor und stellt im Rahmen seiner Dissertation (Zerbe 2019) ein analytisches Modell der Wickeltrajektorie für das Wickeln von konzentrierten Wicklungen mit dem Nadelwickelverfahren auf.

Das im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren von Aumann wird erstmalig 2014 auf einer wissenschaftlichen Konferenz präsentiert (Grosse, T., Hameyer, K., Hagedorn, J. 2014). Das bereits beschriebene modulare Werkzeugkonzept wird 2016 von Sell-Le Blanc präsentiert (Sell-Le Blanc & Hagedorn 2016).

Fazit:

Im Stand der Forschung existieren eine Vielzahl an Prozessmodellierungen und Beschreibungen für das Linearwickel- und vereinzelt für das Flyerwickelverfahren. Das Nadelwickeln wird erst in jüngster Vergangenheit wissenschaftlich untersucht, wobei das Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren bisher nicht im Fokus der Arbeiten steht. Es gilt zu prüfen, ob bereits bestehende Modellierungsansätze aus dem Linearwickeln auf das Fünf-Achs-Nadelwickeln übertragbar sind, um ein Grundverständnis für diesen Prozess aufzubauen.

⁷ NURBS: engl. Non-uniform rational B-Splines; dt. nicht-uniforme rationale B-Splines – werden im Computergrafik-Bereich bspw. für die Modellierung von Kurven und Flächen verwendet

2.3 Drahtzugkraft als prozessbestimmender Parameter der Direktbewicklung

Bei der Direktbewicklung von Statorn muss der Draht durchgehend unter einer auf den Drahtdurchmesser angepassten Spannung stehen, um Wickelfehler durch falsche Drahtablage zu vermeiden und somit einen maximal möglichen Füllfaktor zu erreichen. Die so genannte Drahtzugkraft ist damit nach (Feldmann & Wenger 2001) der wichtigste Parameter zur Beeinflussung des Wickelprozesses. Im Folgenden werden zunächst die Grundlagen der Drahtzugkraftregelung erläutert und die Ansätze aus dem Stand der Forschung zur Optimierung von Drahtzugkraftregelungssystemen dargestellt. Der im Rahmen dieser Arbeit gewählte Ansatz der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung wird im abschließenden Abschnitt genauer betrachtet.

2.3.1 Grundlagen der Drahtzugkraftregelung

Eine zu hohe Drahtzugkraft kann zu Beschädigungen (wie beispielsweise Einschnürungen) am Draht oder sogar zum Drahriss führen, eine zu niedrige Drahtzugkraft dagegen zu Schlaufenbildung und damit zu Wickelfehlern (vgl. Abbildung 2-15(a)). Herkömmlich wird die Drahtzugkraft über mechanische Drahtbremsen (vgl. Abbildung 2-15(b)) oder Drahtzugkraftregelsysteme, kommerziell auch elektrische Drahtbremsen genannt (vgl. Abbildung 2-15(c)) aufgebracht, wobei letztere über eine Messrolle eine Kraftmessung ermöglichen und damit einen internen Regelkreis zur Einstellung der Drahtzugkraft besitzen.

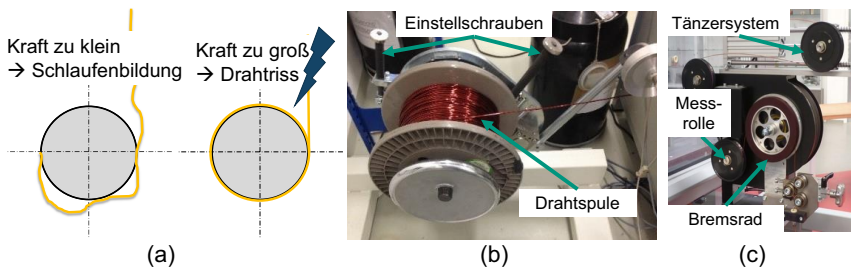


Abbildung 2-15: Problemfeld Drahtzugkraft (a) (eigene Darstellung nach (Feldmann & Schöppner et al. 2014, S. 211–212)), mechanische Drahtbremse (Aumann AS 9) (b), elektrische Drahtbremse (Aumann EB 400-2000) (c)

Aktuell auf dem Markt verfügbare Drahtbremsen stehen allerdings insbesondere bei komplexen zu bewickelnden Geometrien vor der großen Herausforderung, die auftretenden Drahtzugkraftschwankungen insbesondere bei hohen Wickelgeschwindigkeiten zu kompensieren. Zusätzlich zur Drahtbremse installierte Ausgleichssysteme (bspw. Tänzersystem) sorgen zwar für eine Glättung des Drahtzugkraftschwankungsprofils, erhöhen aber durch die zusätzlichen Umlenkrollen die Grunddrahtzugkraft aufgrund der Trägheit der Rollen. Dabei stellt die Solldrahtzugkraft eine nach DIN EN 60317-0-1 genormte Größe dar, die individuell auf den Drahtdurchmesser abgestimmt ist und nicht überschritten werden darf. Jede Erhöhung der im Prozess herrschenden Grunddrahtzugkraft führt also, wenn sie über der Solldrahtzugkraft liegt, zu einer ungewollten plastischen Verformung des Drahtes und damit zu einer Leistungsminderung des Stators. (Tzscheutschler & Olbrisch et al. 1990, S. 281–283)

Die Leistungsminderung lässt sich über die Berechnung der Kupferverluste (P_{Cu}) einer Wicklung nach Formel 2-3 erklären.

$$P_{Cu} = I^2 \cdot R_{Cu} \quad 2-3$$

Darin steht I für die Stärke des Spulenstroms und R_{Cu} für den Wicklungswiderstand. Der Wicklungswiderstand lässt sich wiederum durch den spezifischen Widerstand ρ des Materials, die Leiterlänge l und die Drahtquerschnittsfläche $A_{D,Cu}$ nach Formel 2-4 bestimmen.

$$R_{Cu} = \rho \cdot \frac{l}{A_{D,Cu}} \quad 2-4$$

Aus dieser Formel wird ersichtlich, dass sich der Widerstand mit jeder Querschnittsverjüngung erhöht, was zu negativen Auswirkungen auf die Leistung einer Spule und damit den gesamten Stator führt.

Die Vermeidung von Fertigungsfehlern in Form von bauchigen Wicklungen oder Wickelfehlern und die Herstellung von Wicklungen mit geringen Wicklungswiderständen stehen in großem Konflikt zueinander. Insbesondere bei der Direktbewicklung von Spulenkörpern und Statoren führt eine hohe Drahtzugkraft zu einer Wicklung mit höchster Packungsdichte und damit zu hohen Füllgraden, was die Leistung eines Stators positiv beeinflusst. Je stärker allerdings die Drahtzugkraft beim Bewickeln von Statoren oder Spulenkörpern ist, desto höher ist nach (Komodromos & Löbbe et al. 2017) der Widerstand der gewickelten Spule. Dies führt wiederum zu höheren Kupferverlusten, was sich negativ auf die Statorleistung auswirkt.

Fazit:

Zur direkten Fertigung von hocheffizienten Statorwicklungen muss der Zielkonflikt aus niedriger Drahtzugkraft und gleichzeitig höchstem Füllfaktor gelöst werden.

2.3.2 Optimierung von Drahtzugkraftregelungssystemen

In mehreren Forschungsvorhaben wurden bereits unterschiedlichste Ansätze zum Ausgleich der Drahtzugkraftschwankungen entwickelt. Ein Überblick über viele dieser Ansätze ist in (Sell-Le Blanc & Fleischer et al. 2015) gegeben. Im Rahmen dieses Abschnitts sollen die wesentlichen Forschungsarbeiten zur Drahtzugkraftregelung für Runddrahtwickelverfahren dargestellt werden. Artverwandte Verfahren wie das Faserwickeln, die Bahnzugregelung für flächige biegeschlaffe Halbzeuge oder für rechteckige Drähte werden hier nicht aufgeführt, da sich die dort beschriebenen Prinzipien nur bedingt auf das Wickeln von Runddrähten übertragen lassen.

In (Delis 1993) werden Empfehlungen für Maschinenentwickler ausgesprochen, die die Drahtzugkraftregelung als einen wesentlichen in Betracht zu ziehenden Faktor darstellen. Konkrete Umsetzungen werden jedoch nicht aufgezeigt.

In (Vanden Berg 1995) wird mathematisch beschrieben, wie sich die Abzugsgeschwindigkeit des Drahtes entlang der Wickeltrajektorie bzw. des Drehwinkels des rechteckigen Spulenkörpers ändert. Es wird vorgeschlagen, über eine Kurvenscheibe die Position des Drahtführers zu regeln, um Schwankungen in der Abzugsgeschwindigkeit bei geringen Wickelgeschwindigkeiten auszugleichen.

In (Cito 1997) wird eine Vorsteuerung der Drahtzugkraft vorgeschlagen, um die Schwankungen auszugleichen. Eine Darstellung der Umsetzung wird allerdings nicht beschrieben.

In (Voss & Hefti 1997) wird eine Kombination aus einem PID- und einem Fuzzy-Regler dargestellt, um für sehr dünne Drahtdurchmesser (0,02mm bis 0,2mm) bei Geschwindigkeiten bis zu 30m/min wickeln zu können.

Wenger stellt einen Ansatz vor, die Drahtzugkraft mittels einer Piezo-Klemmbremse gezielt einzustellen. Dabei wird ein Piezo-Aktor gegen einen zweiten Reibpartner gepresst und so der Draht gebremst. Die dabei verwendeten Drahtdurchmesser reichen bis zu 0,2mm. Bei dickeren Drähten ist es durch diesen Ansatz nicht möglich, die geforderte Drahtzugkraft aufzubringen, ohne dabei die Lackisolationsschicht des Drahtes zu beschädigen. Insbesondere für den Einsatz in Traktionsantrieben werden allerdings

Drahtdurchmesser oberhalb von 0,5mm bevorzugt. (Feldmann & Wenger 2001; Wenger 2004)

Ein weiterer Ansatz wird 2008 durch Wen präsentiert, der durch den Einsatz eines fluidischen Muskels die Drahtzugkraftschwankungen verringern konnte. Der hier präsentierte Ansatz verspricht insbesondere für hohe Wickelgeschwindigkeiten hohe Regeltgenauigkeiten, was jedoch im Rahmen dieser Veröffentlichung nicht weiter betrachtet wird (Wen & Stapleton et al. 2008). Der Ansatz ist daher im Rahmen des DFG Projektes ProMoS⁸ am wbk Institut für Produktionstechnik wieder aufgegriffen worden und zeigt erste Erfolge. Die Amplitude der Drahtzugkraftschwankungen konnte durch den Einsatz des fluidischen Muskels verringert werden. Eine Erhöhung der Grunddrahtzugkraft konnte jedoch nicht vermieden werden. (Hofmann & Komodromos et al. 2018)

In (Nakano & Kumasaka et al. 2009) wurde eine magnetrheologische Flüssigkeit verwendet, um den Draht zu bremsen. Auch dieser Ansatz wurde nur für sehr dünne Drähte bis 0,45mm Durchmesser validiert, da bei dickeren Drähten höhere Kräfte notwendig sind und damit der Isolationslack des Drahtes beschädigt werden kann. Auch in (Li-yong & Xi-lin et al. 2009) wird eine SIMULINK-Simulationsstudie zur Regelung der Drahtzugkraft durch eine magnetrheologische Flüssigkeit in Kombination mit einer Fuzzy-PID Regelung vorgestellt. Eine Validierung des Systems ist jedoch nicht Teil der Arbeit.

In (Ando & Tsubaki et al. 2009) wird ebenfalls eine SIMULINK-Simulationsstudie zur Regelung der Drahtzugkraft durch die aktive Kontrolle der Position des Tänzerhebels vorgestellt. Eine Validierung der Simulation wird nicht durchgeführt.

In (He & Zhao et al. 2010) wird ein mathematisches Modell eines Wickelsystems aufgebaut, dessen Drahtzugkraft mit einem Fuzzy-PI-Regler verbessert werden soll. Dabei wird ein Fuzzy-PI-Regler mit einem reinen PI-Regler modellhaft verglichen. Eine Validierung der Simulationen wird nicht durchgeführt.

Auch in der Arbeit von (Pan & Wang et al. 2011) wird ein Fuzzy-PID-Regelalgorithmus in SIMULINK zur Regelung der Drahtzugkraft ausgelegt, jedoch nicht validiert.

⁸ Umformtechnisch unterlagerte Prozessmodellierung des Linearspulenwickelprozesses; Projektlaufzeit 2016 bis 2018; Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) - Projektnummer 273536303, FKZ: FL 197/51-1.

In (Dodds & Sooriyakumar 2011) wird eine Beobachter-basierte Regelung der Drahtzugkraft über ein motorisch gesteuertes Bremsrad ausgelegt. Eine reale Umsetzung der Regelung bleibt allerdings offen.

In (Roopa J. & Govinda Raju M. 2011) wird eine Steuerkarte entwickelt, mit der eine PID-Regelung der Drahtzugkraft in einer elektronischen Drahtbremse umgesetzt worden ist. Diese erfordert jedoch weiterhin den Einsatz eines Tänzersystems, welches stark vibriert und somit einen limitierenden Faktor für eine Industrialisierung darstellt.

Auch in (Duong & Doan et al. 2014) werden PID-Regler entwickelt, um einerseits das Moment des Bremsmotors und andererseits das pneumatische Ausgleichselement zu regeln. Eine reale Umsetzung hat jedoch nicht stattgefunden.

In (Lu & Chen et al. 2014) wird ein Drahtzugkraftregelungssystem entwickelt, das aus einer Rückkopplungssteuerung, einer Vorsteuerung und einer iterativen Lernregelung (ILC für engl. „Iterative Learning Control“) besteht. Die ILC wird insbesondere zur Unterdrückung der periodischen Drahtzugkraftschwankungen im Wickelprozess eingesetzt. Die Ergebnisse zeigen für Wickelgeschwindigkeiten bis zu 180U/min zufriedenstellende Ergebnisse.

In (Kwak & Lee et al. 2017) wird dargestellt, dass die Drahtzugkraft erfolgreich mit einem neuartigen elastischen Aktuator, dem so genannten „Compact Planetary-Geared Elastic Actuator (cPEA)“, geregelt werden kann. Der cPEA besteht aus einem Planetengetriebe und einer Feder, um gleichzeitig eine präzise Kraftmessung und Kompaktheit zu erreichen. Der Entwurf einer modellbasierten Drahtzugkraftregelung und eines Impedanzkompensators mit cPEA wird vorgestellt, experimentell validiert und ist für statische Anwendungen geeignet. Das System wurde jedoch nicht in realen dynamischen Wickelversuchen validiert.

Auch in neuesten Veröffentlichungen von (Wang & He et al. 2019) wird ein integrierter PID Regler in SIMULINK simuliert, jedoch nicht in einer Wickelmaschine real umgesetzt.

Spezifisch für die Drahtzugkraftmessung beim Nadelwickeln wird in der Forschergruppe rund um Schneider eine Wickelnadel vorgestellt, die sich adaptiv an die im Nadelwickelprozess herrschenden Kräfte durch den Einsatz von piezo-elektrischen Elementen anpassen kann (Schneider & Bickel et al. 2014).

Fazit:

Die hier vorgestellten und real umgesetzten Ansätze zur Optimierung von Drahtzugkraftregelsystemen sind reagierende Systeme, was bedeutet, dass eine Erhöhung der Drahtzugkraft stattgefunden hat und diese nachträglich ausgeglichen wird. Für den Draht bedeutet dies bereits eine Schädigung. Eine Verringerung der Amplitude der Drahtzugkraftschwankungen wurde in vielen Beiträgen umgesetzt, die Grunddrahtzugkraft hat sich dabei jedoch erhöht. Außerdem ist die Eingangsgröße dieser Regelsysteme nicht die herrschende Drahtzugkraft am Ablageort (welche die zu regelnde Größe ist), da diese aufgrund der Zugänglichkeit nicht messbar ist.

2.3.3 Ansatz der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung

Ein weiterer Ansatz, die Drahtzugkraftschwankungen zu minimieren, ist es, nicht die Drahtzugkraft direkt zu regeln, sondern indirekt über zu fördernde Drahtmenge durch eine gezielte Vorgabe des Bremsradwinkels einzustellen. Die Drahtzugkraft wird also indirekt über die zu fördernde Drahtmenge entlang der Wickeltrajektorie und damit über die abgelegte Drahtmenge vorgegeben.

Im Fall des Linearwickelns ist die Wickeltrajektorie mit der Rotationsachse des Spulenkörpers gleichgesetzt. Die zu fördernde Menge Draht wird über den Wert der freien Drahtlänge, also dem Abstand des Drahtführers zum Auflagepunkt des Drahtes am Spulenkörper berechnet. Die Kombination einer Drahtbremse bestehend aus einem Servomotor mit angeflanschem Bremsrad, die den Drahtvorschub entlang der Wickeltrajektorie steuert, wird im Rahmen dieser Arbeit als trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung bezeichnet, obwohl die Drahtzugkraft nicht der zu regelnde Faktor, sondern lediglich die zur Validierung der Regelung gemessene Größe darstellt. Die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung ist daher im eigentlichen Sinn die Berechnung einer Sollwertvorgabe als Eingangsgröße eines Lageregelkreises eines Servomotors. Der Lageregelkreis wird nicht beeinflusst, lediglich die Eingangsgröße wird berechnet.

In (Wetter & Meier 2017) wird beschrieben, wie durch den Einsatz des kommerziellen Siemens Motion-Control-Systems SiMotion eine „gesonderte Drahtzugregelung und Drahtbremse“ ersetzt wird. Hier wird eine Momentenregelung in SiMotion eingesetzt. Durch den Einsatz eines SiMotion Systems im Wickler und im Drahtabzug kennt das System „zu jedem Zeitpunkt den aktuellen Drehwinkel des Werkzeugs“, wodurch eine adaptive Drahtzugkraftregelung möglich ist. Wie genau dieses System umgesetzt

wurde und welche Verbesserung es tatsächlich mit sich bringt, zeigt dieser Artikel jedoch nicht auf. Der beschriebene Anwendungsfall ist das Vorwickeln der Luftspulen mit einem Flyerwickler für das Einziehverfahren und damit eine Bewegung, die einer vergleichsweise einfachen Kontur nachläuft.

Im Rahmen der Arbeit von (Wößner 2015)⁹ wurde im Gegensatz zu (Wetter & Meier 2017) eine modellbasierte Sollwertvorgabe für die Lageregelung des Bremsrades zur Drahtzugkraftregelung beim Linearwickeln mithilfe der Synchronisationsart „elektronische Kurvenscheibe“ erarbeitet. Im Rahmen der Arbeit von (A_Vishnuram 2017) wurde die Regelung weiter optimiert. Die Ergebnisse der Arbeiten wurden im Rahmen von (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019) veröffentlicht.

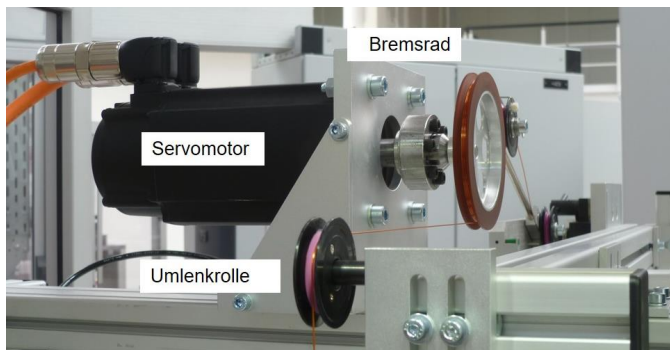


Abbildung 2-16: Aufbau der „Servo-Drahtbremse“ (übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))

Dabei arbeitet die neue lagegeregelte „Servo-Drahtbremse“ über ein servomotorisch angesteuertes Bremsrad, das durch eine Lagesynchronisation mit der Wickelachse des Spulenkörpers über elektronische Kurvenscheiben genau so viel Draht zur Verfügung stellt, wie zum aktuellen Zeitpunkt notwendig ist. Ein genauer Aufbau der Drahtbremse ist in Abbildung 2-16 dargestellt. Der Draht wird zur Schlupfvermeidung bis zu drei Mal um das Bremsrad gelegt, welches an einen Servomotor angeflanscht ist, und dann über eine Umlenkrolle zum Drahtführer und Spulenkörper (nicht Teil der Darstellung) geführt.

⁹ Die studentische Arbeit wurde 2015 von Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc wissenschaftlich angeleitet und folgt damit nicht dem Zitationsstil für von der Autorin angeleitete studentische Arbeiten.

Die Synchronisationsart „elektronische Kurvenscheibe“ ist eine Sollwertvorgabe für den Lageregelkreis des Servomotors, wobei die Kurvenscheiben in Form von Kurventabellen vorliegen. Der genaue Aufbau des Lageregelkreises ist in Abbildung 2-17 dargestellt.

Die reale Leitachse gibt ihren aktuellen Wert des Encoders kontinuierlich an die Lagesynchronisation weiter. Die Lagesynchronisation bestimmt über die hinterlegten Kurventabellen automatisch den notwendigen Lagesollwert für die Folgeachse. In den Kurventabellen ist der Wert der Folgeachse für einen bestimmten Wert der Leitachse definiert. Für das Linearwickeln ist also für jeden Wert der Spulenkörperrotation ein Wert für die Bremsraddrehung hinterlegt. Zwischen zwei Werten wird interpoliert. Da bei der Bewicklung von rechteckigen Spulenkörpern (Aspektverhältnis 1:6) der Draht nicht konstant abgezogen wird, liegt keine synchrone Bewegung der Folgeachse (Bremsrad) im Vergleich zur Leitachse (Rotation der Spulenkörperachse) vor. Die Berechnungen der freien Drahtlänge beim Bewickeln von unrunder Spulenkörpern aus (Sell-Le Blanc & Hofmann et al. 2016) liegen der Berechnung des Bewegungsprofils des Bremsrades zugrunde – die Kurventabellen werden modellbasiert berechnet.

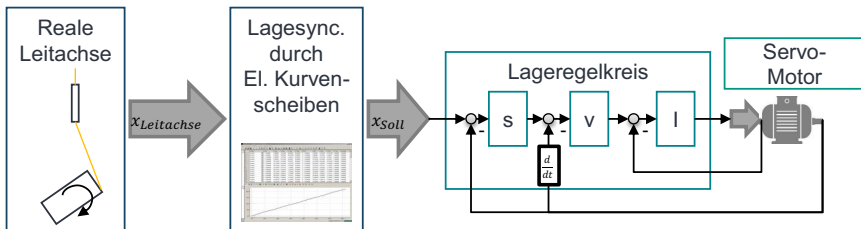


Abbildung 2-17: Sollwertvorgabe für den Lageregelkreis durch die Synchronisationsart elektronische Kurvenscheibe (eigene Darstellung nach Bosch Rexroth¹⁰)

Um die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung implementieren zu können ist zunächst der genaue Wert der Leitachse zu jedem Zeitpunkt notwendig. Im Fall des Linearwickelns kann auf den realen Wert der Spulenkörperrotationsachse, also der Encoderwert der Wickelspindel, zurückgegriffen werden. Dieser gibt wie in Abbildung 2-17 dargestellt den x-Wert der Leitachse aus. Die Lagesynchronisation dient, wie beschrieben, als Übersetzungsglied um die Bewegung des Bremsrades in Abhängigkeit der

¹⁰ Bosch Rexroth AG, IndraDrive, MPx-20 Funktionen, Anwendungsbeschreibung R911345607, Ausgabe 02, DOK-INDRV*-MP*-20VRS**-AP02-DE-P, Seite: 842

Spulenkörperrotation als Sollwertvorgabe in den Lageregelkreis einzuspielen. Die Kurventabellen enthalten im Fall des Linearwickelns aufbauend auf der Berechnung der freien Drahtlänge nach (Sell-Le Blanc & Hofmann et al. 2016) den notwendigen Drehwinkel für das Bremsrad. Die Werte der Leitachse, also der Spulenkörperrotation können also die Werte von 0° bis 360° annehmen. In den Kurventabellen befindet sich dann der Wert für die Folgeachse, den sie bei der Rotation des Spulenkörpers um bspw. 1° einnehmen muss. Dieser Wert entspricht dem Eingangswert für den Lageregelkreis des Servomotors. Dieser Lageregelkreis regelt nur auf den Eingangswert und erst bei Änderung des Sollwertes wird auch der Lageregelkreis aktiv.

In Abbildung 2-18 sind die Ergebnisse der Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung für einen Drahtdurchmesser $d = 0,63\text{mm}$ (Isolation Grad 2) dargestellt. Die Versuche wurden auf einer Linearwickelmaschine LWS 8-80 der Firma Aumann durchgeführt. Die Messung der Drahtzugkraft erfolgte mit einem Drahtzugkraftsensor vom Typ TS1-20K-232 der Firma Hans Schmidt GmbH & Co. KG¹¹.

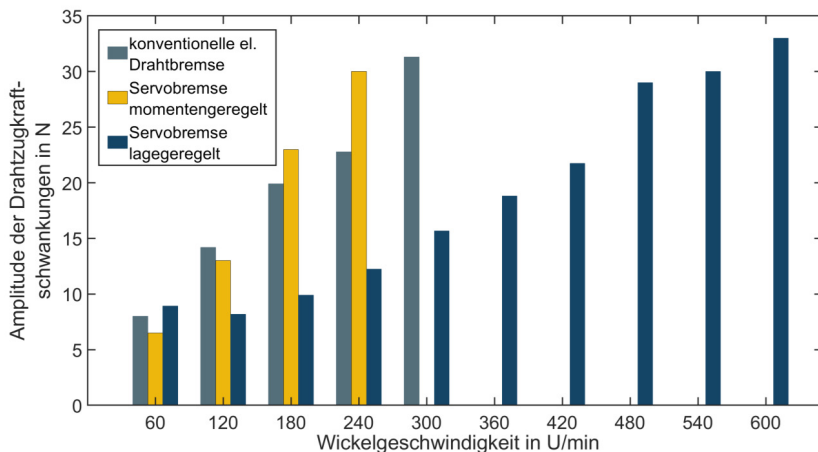


Abbildung 2-18: Amplitude der Drahtzugkraftschwankungen über die Wickelgeschwindigkeit (übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))

In Grau sind die Ergebnisse einer konventionellen elektrischen Drahtbremse (Mittelwert aus jeweils drei Versuchen pro Wickelgeschwindigkeit) aufgezeigt. Analog dazu sind in

¹¹ <https://www.hans-schmidt.com/media/bedienungsanleitung-TS-D.pdf>, zuletzt aufgerufen am 18.04.2020

Gelb die Ergebnisse mit einer momentengeregelten Servodrahtbremse zu sehen. Beide Systeme sind nicht in der Lage, bei Wickelgeschwindigkeiten über 240 bzw. 300 U/min ein orthozyklisches Wickelbild herzustellen, weshalb die Versuchsreihen jeweils an diesem Punkt abgebrochen wurden. Mit der lagegeregelten Servodrahtbremse in Blau ist es möglich, bis 600 U/min zu wickeln.

In Abbildung 2-19 sind die Ergebnisse der Drahtzugkraft über die Wickelzeit bei 300 U/min dargestellt.

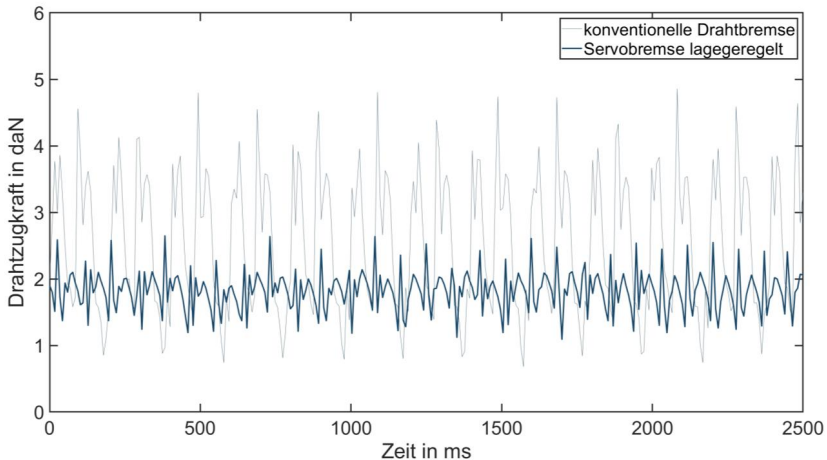


Abbildung 2-19: Ergebnisse der Drahtzugkraftmessungen über die Wickelzeit bei 300 U/min (übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))

Es wird deutlich, dass die lagegeregelte Servodrahtbremse insbesondere bei sehr hohen Wickelgeschwindigkeiten enormes Potenzial zeigt. Die Drahtzugkraftschwankungen sind bei doppelter Geschwindigkeit genauso groß wie beim Einsatz einer momentengeregelten Servodrahtbremse.

Die Ergebnisse sind über die Art der Regelung erklärbar. Eine konventionelle elektrische Magnetpulverbremse unterscheidet sich in der Art des Aktuators von der Servodrahtbremse, weshalb der folgende Vergleich zwischen der Momentenregelung und der Lageregelung durchgeführt wird. Die Momentenregelung ist in einem kaskadierten Regelkreis schneller als die Lageregelung. Beim Einsatz in einer Linearwickelmaschine arbeitet die momentengeregelte Servodrahtbremse nach dem Prinzip, dass, sobald

sich das anliegende Moment an der Bremse ändert, das Bremsrad in die entsprechende Richtung durch den Motor bewegt wird. Ist die anliegende Drahtzugkraft und damit das Bremsmoment zu hoch, rotiert der Motor nach vorne und gibt Draht frei und vice versa. Am Drahtzugkraftsensor, der in der Maschine eingebaut ist (aber nicht in den Regelkreis integriert ist), wird also eine Erhöhung der Drahtzugkraft gemessen, da der Servomotor die Erhöhung (oder Verringerung) der Kraft benötigt, um eine Veränderung der Regelgröße festzustellen. Im Gegensatz dazu wird bei der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung der Lagesollwert des Bremsrades im Vergleich zur Wickelachse geregelt. Eine Veränderung der Drahtzugkraft hat auf den Lageregelkreis keinen Einfluss. Lediglich die Änderung der Lage der Wickelachse hat eine Änderung der Lage der Folgeachse zur Folge. Die Drahtzugkraft als solche wird in diesem Fall nicht geregelt, sondern es wird über das Modell lediglich die freizugebende Drahtmenge berechnet, was konsequenterweise zu einer konstanteren Drahtzugkraft im Prozess führt.

Fazit:

Der Einsatz einer modellbasierten Sollwertvorgabe für eine Lageregelung, die hier als trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung definiert wurde, zeigt insbesondere bei hohen Wickelgeschwindigkeiten beim Linearwickeln ein hohes Potential. Dies wird damit begründet, dass bei dieser Art der Regelung nicht auf die Änderung der Drahtzugkraft sondern auf die Änderung der zu fördernden Drahtmenge entlang der Wickeltrajektorie reagiert wird, was bei hohen Geschwindigkeiten und gleichzeitig weiter Entfernung zwischen der Drahtbremse und dem Ablageort, eine schnellere Aktion bedeutet.

2.4 Bewertung des Stands der Forschung und Technik

Der dargestellte Stand der Forschung und Technik macht deutlich, dass insbesondere für das Herstellen von konzentrierten Wicklungen und Einzelzahnspulen ein fundamentales Wissen aufgebaut wurde. Das Nadelwickeln als Verfahren zum Herstellen von verteilten Wicklungen wurde erst in jüngerer Zeit forschungsseitig betrachtet.

Die Forschungsarbeiten rund um die Linearwickeltechnik reichen von grundlegenden analytischen Überlegungen über numerische Prozessbeschreibungen bis hin zu expe-

rimentellen Untersuchungen. Alles in allem ist das Linearwickeln ein sehr gut verstandenes Verfahren. Viele Modelle und Methoden können auf komplexere Verfahren übertragen werden.

Die aktuellen Forschungsarbeiten zum Nadelwickeln sind größtenteils im Bereich der Füllfaktoroptimierung angesiedelt. Viele Patentanmeldungen zeigen den Trend zur Direktbewicklung von verteilten Statorwicklungen durch die Ergänzung weiterer Maschinenachsen über das klassische Nadelwickeln hinaus. Das entwickelte Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren der Firma Aumann und die dazugehörige Kinematik NWS/S stellt eine Neuerung im Stand der Technik dar. Dieses Verfahren ist bislang wissenschaftlich nicht untersucht, bietet aber in vielen Aspekten allerhöchstes Potential.

Unabhängig vom eingesetzten Wickelverfahren ist die Drahtzugkraft ein entscheidender prozessbestimmender Faktor zur Herstellung von Wicklungen.

Im Stand der Forschung werden viele Potentiale zur Optimierung von Drahtzugkraftregelungssystemen dargestellt. Diese Systeme greifen jedoch erst beim Eintreten einer Drahtzugkraftänderung und damit einhergehender Drahtbeschädigung aktiv in den Prozess ein. Das im Stand der Technik dargestellte System der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung hat insbesondere für das Linearwickeln höchstes Potenzial bei hohen Geschwindigkeiten gezeigt.

Zusammenfassend lassen sich die im Folgenden beschriebenen Vorteile des Fünf-Achs-Nadelwickelverfahrens aufzeigen. Diese werden anschließend um die sich aufzeigenden Defizite auch in Bezug auf die Drahtzugkraftregelung ergänzt.

Vorteile des Fünf-Achs-Nadelwickelverfahrens gegenüber anderen Verfahren

Hohe Flexibilität und hohes Automatisierungspotential

Mit dem Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren lassen sich verschiedene Wickelschemata vollautomatisiert wickeln. Im Vergleich zum Einziehverfahren ist das Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren auch nicht für nur eine Statorgeometrie ausgelegt. Durch die vorgestellten modularen Wickelwerkzeuge und die frei programmierbare Kinematik ist das Verfahren grundsätzlich geeignet, schnell auf neue Statorgeometrien und Wickelschemata umzurüsten. Es ist ein im höchsten Maße geeignetes Verfahren im Einsatz des automatisierten Prototypenbaus und für erste A- und B-Muster. Das vorgestellte Verfahren bietet außerdem höchstes Automatisierungspotential auch hinsichtlich des Einsatzes in einer Serienfertigung.

Höchster mechanischer Füllfaktor

Durch die vorgestellte Kinematik lassen sich Statoren mit hohem mechanischen Füllfaktor herstellen. Durch das lagengenaue Ablegen von mehreren Drähten kann so eine gleichbleibende Qualität der Statoren gesichert werden. Nur das manuelle Träufelwickeln ist in der Lage, noch höhere Füllfaktoren zu erreichen, ist aber derzeit noch nicht automatisiert.

Hohe Ressourceneffizienz

Durch die nachträglich entfernbaren Wickelwerkzeuge kann auf den Einsatz von im Wickelkopf bleibenden, nicht entfernbaren Wickelendkappen verzichtet werden und der Wickelkopf des Stators ist sehr klein im Vergleich zu Nadelwickelkinematiken mit Endkappen oder gar dem Einziehverfahren. Der Einsatz von Kupfer kann trotz Füllfaktorerohöhung gering gehalten werden.

Aktuelle Defizite des Fünf-Achs-Nadelwickelverfahrens

Fehlendes Prozessverständnis

Das Aumann-Verfahren des Fünf-Achs-Nadelwickelns ist vergleichsweise neu, weshalb es derzeit kein öffentlich zugängliches, wissenschaftlich erarbeitetes Prozessverständnis des Verfahrens gibt. Soll dieses Verfahren allerdings eine ähnlich breite industrielle Anwendung wie bspw. das Linearwickeln erlangen, muss auch ein ähnliches Prozessverständnis aufgebaut werden. Die etablierten Methoden aus dem Linearwickeln, wie numerische oder analytische Modellbildung, können dabei als Grundlage dienen. Ihre Übertragbarkeit muss allerdings wissenschaftlich nachgewiesen werden.

Hohe Drahtzugkraftschwankungen im Prozess

Das Fünf-Achs-Nadelwickeln ist ein äußerst dynamischer Prozess, der durch seine komplexe Kinematik viele Faktoren mit sich bringt, die die aufgebrachte Grunddrahtzugkraft stetig erhöhen. Es existiert bisher keine systematische Erfassung der Drahtzugkraft im Prozess. Auch hier muss geprüft werden, ob Erkenntnisse aus dem Linearwickeln grundsätzlich übertragbar sind. Der Ansatz der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung zeigt bei hohen Geschwindigkeiten beim Linearwickeln äußerst vielversprechendes Potential. Ist es möglich, diesen Ansatz auch auf das Fünf-Achs-Nadelwickeln zu übertragen, kann dieses Potential bei höheren Geschwindigkeiten auch für diese Technologie verwendet werden.

Fehlende durchgehende CAE-Prozesskette

Um das Fünf-Achs-Nadelwickeln auch in der Serie oder für den Musterbau ohne tiefes Prozessverständnis einsetzen zu können, ist eine schnelle Erstellung des Wickelprogramms notwendig. Dies ist heute nur mit einer Punkt-zu-Punkt-Programmierung möglich. Eine automatisierte Erstellung eines Wickelprogramms aus CAD-Daten ist nicht möglich. Für das Linearwickeln sind einige Ansätze zur Erstellung einer CAD/CAM-Schnittstelle bekannt, aus der klassischen spanenden Bearbeitung ebenso. Es gilt systematisch zu prüfen, welche Voraussetzungen für das Fünf-Achs-Nadelwickeln gelten müssen, um eine durchgehende CAE-Prozesskette implementieren zu können.

3 Zielsetzung, Lösungsansatz und Vorgehensweise

In diesem Kapitel wird zunächst die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit anhand von Forschungsfragen definiert und der Ansatz zur Lösung der Forschungsfragen dargestellt. Darauf aufbauend wird die Vorgehensweise zur Erreichung der Zielsetzung mit dem Lösungsansatz erläutert.

3.1 Zielsetzung

Ziel dieser Dissertation ist die Implementierung einer trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung durch eine vollständig parametrisierte Modellierung und eine durchgängige CAE-Prozesskette für das Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren. Somit kann das Potenzial dieser neuen Technologie für die vollautomatisierte Prototypenherstellung und Kleinserienfertigung vollständig genutzt werden. Um die Zielsetzung zu erfüllen, werden folgende Forschungsfragestellungen im Rahmen der Arbeit beantwortet:

Forschungsfrage 1 – Parametrische Modellierung der Wickeltrajektorie

Für die Implementierung einer trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung ist eine Leitachse notwendig. Da beim Fünf-Achs-Nadelwickeln aufgrund der komplexen kinematischen Zusammenhänge keine reale Leitachse verwendet werden kann ist es notwendig, die Wickeltrajektorie zu modellieren, um eine virtuelle Leitachse zu erzeugen. Im Rahmen dieser Arbeit soll die Frage beantwortet werden, wie das Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren systematisch parametrisiert werden kann, um eine Modellierung der Wickeltrajektorie für jede mögliche Statorgeometrie abbilden zu können.

Forschungsfrage 2 – Modellierung der Drahtzugkraft

Im Stand der Forschung wurde aufgezeigt, dass eine Vielzahl an Methoden, die Drahtzugkraft zu modellieren, bereits für das Linearwickeln angewendet wird. Einer der vielversprechendsten Ansätze war die Kombination aus Finite Elementen- (FE) und Mehrkörpersimulation (MKS). Die im Rahmen dieser Arbeit zu beantwortende Frage ist, ob es möglich ist, die im Prozess herrschende Drahtzugkraft durch ein kombiniertes FE-MKS-Modell abbilden zu können.

Forschungsfrage 3 – Modellierung der notwendigen Bremsraddrehung

Um die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung implementieren zu können, soll im Rahmen der vorliegenden Arbeit die Frage beantwortet werden, ob die notwendige Bremsraddrehung für die Bewicklung einer Spule aus einem rein parametrisch aufgebauten analytischen Modell bestimmt werden kann.

Forschungsfrage 4 – Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung durch die Entwicklung einer durchgehenden CAE-Prozesskette

Für die Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung stellt sich im Rahmen dieser Arbeit die Forschungsfrage, ob durch die vorausgegangene systematische und parametrisierte Modellierung eine Software-Schnittstelle aufgebaut werden kann, mit der automatisiert aus den CAD-Daten eine Wickelroutine abgeleitet werden kann. Durch die Erarbeitung dieser Schnittstelle kann der Wickelprozess vollkommen digitalisiert in einer durchgehenden CAE-Prozesskette abgebildet werden. Zudem wird die Inbetriebnahmezeit der Wickelmaschine durch die automatisierte Programmerstellung auf ein Minimum reduziert.

Forschungsfrage 5 – Validierung und Potenzialanalyse der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung

Für das Linearwickeln wurde das enorme Potenzial der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung insbesondere für hohe Wickelgeschwindigkeiten nachgewiesen. Auch wenn das Fünf-Achs-Nadelwickeln, wie es am wbk Institut für Produktionstechnik installiert ist, nicht in diese Wickelgeschwindigkeiten vordringen kann, soll im Rahmen dieser Forschungsarbeit die Frage beantwortet werden, ob es möglich ist, die Regelung aufbauend auf der Modellierung zu implementieren und vergleichbare Ergebnisse wie mit einer momentengeregelten Bremse zu erreichen. Somit können mit dieser Regelung zukünftig höhere Geschwindigkeiten für das Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren bei minimalen Drahtzugkraftschwankungen erreicht werden.

Die hier aufgezeigten Forschungsfragen sollen mit dem Lösungsansatz, der im folgenden Abschnitt dargestellt wird, erarbeitet werden.

3.2 Lösungsansatz

Der Ansatz der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung beruht auf der Berechnung der Sollwertvorgabe für eine Lageregelung eines an einen Servomotor angeflanschten Bremsrades, wobei die Lage des Bremsrades entlang der Wickeltrajektorie über die Synchronisationsart elektronische Kurvenscheibe geregelt wird. Der Lösungsansatz ist in Abbildung 3-1 dargestellt.

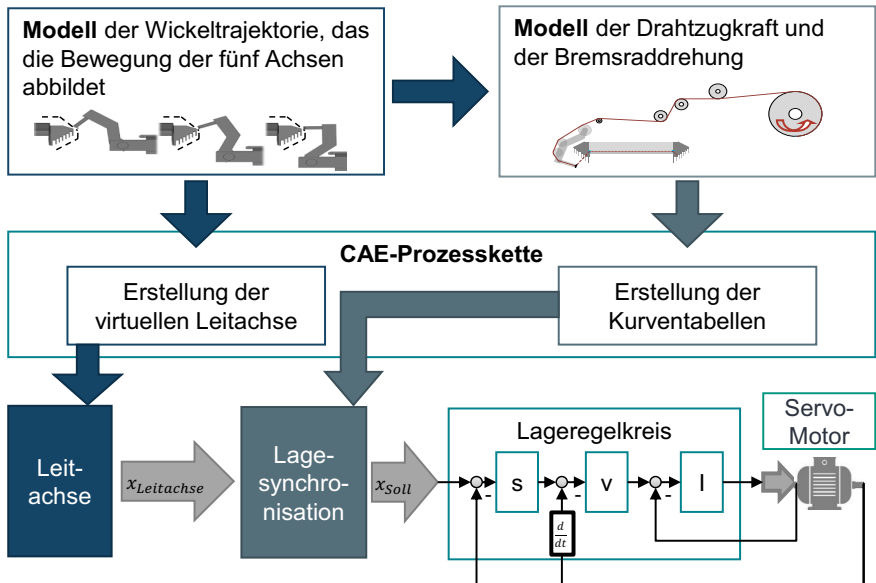


Abbildung 3-1: Lösungsansatz zur Entwicklung einer trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung für das Fünf-Achs-Nadelwickeln

Dafür werden die Systemgrenzen festgelegt und die Grundlagen für die Modellierung definiert. Um die Trajektorie der Nadel im Raum zu jedem Zeitpunkt des Wickelvorgangs eindeutig mathematisch bestimmen zu können, wird die Wickeltrajektorie modelliert und analytisch beschrieben.

Ein Prozessmodell zur Bestimmung der Drahtzugkraft wird aufgebaut. Für die Berechnung der elektronischen Kurvenscheiben wird die vom Bremsrad zur Verfügung zu stellende Menge an Draht mathematisch bestimmt und die damit verbundene Bremsradrotation abgeleitet.

Durch die Implementierung einer auf der Modellierung aufbauenden CAE-Prozesskette kann der Prozess digital abgebildet werden. Die virtuelle Leitachse sowie die Kurventabelle werden für eine bestimmte Geometrie erzeugt und in den Lageregelkreis des Servomotors implementiert. Die Lageregelung des Motors bleibt dabei, wie in Abbildung 3-1 aufgezeigt, unangetastet. Lediglich die Sollwertvorgaben berechnen sich aus den Modellen.

Der beschriebene Ansatz bietet die Möglichkeit, geometrieunabhängig über parametrierbare Modelle die elektronischen Kurvenscheiben zu bestimmen. Erst für die Implementierung muss eine konkrete Statorgeometrie ausgewählt werden. Alle Modelle werden dabei so aufgebaut, dass diese in einer durchgängigen CAE-Prozesskette hinterlegt sind.

3.3 Vorgehensweise

Eine Darstellung der Vorgehensweise zur Erreichung der Zielsetzung ist in Abbildung 3-2 zu sehen. Zunächst werden in Kapitel 4 die Systemgrenzen definiert und eine analytische Beschreibung der Wickeltrajektorie wird vorgenommen. Anschließend wird geeignete Sensorik in die Maschine integriert, um die im Prozess herrschende Drahtzugkraft messen zu können. Darauf aufbauend folgen in Kapitel 5 die numerische Modellierung der Drahtzugkraft und eine analytische Beschreibung der Wickelmaschine zur Modellierung der Bremsraddrehung. Anschließend wird in Kapitel 6 die Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung durch den Aufbau einer durchgängigen CAE-Prozesskette vorgenommen. In Kapitel 7 werden abschließend die Validierung der Implementierung sowie eine Potenzialanalyse der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung für das Fünf-Achs-Nadelwickeln dargestellt.

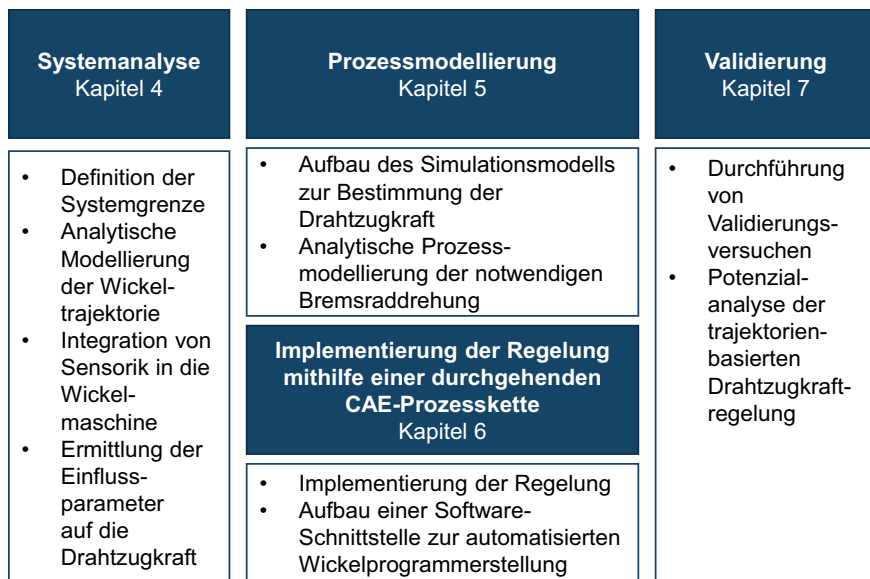


Abbildung 3-2: Darstellung der Vorgehensweise

Um die in dieser Dissertation geplante Drahtzugkraftregelung implementieren zu können, muss dies an einer realen Geometrie durchgeführt werden. Dazu werden zwei konkrete Stator- und Werkzeug-Geometrien ausgewählt: Zum einen die Geometrien aus dem Projekt ProLemo und zum anderen die Geometrien aus dem Projekt NeWwire¹².

¹² Neuartige serienflexible Wickelverfahren für die wirtschaftliche automatisierte Fertigung von hoch performanten elektrischen Maschinen; Projektlaufzeit 2017 bis 2020; Förderträger BMBF, FKZ: 02P16A003.

4 Systemanalyse

Um die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung implementieren zu können, wird zunächst ein Modell der Wickeltrajektorie (vgl. Abbildung 4-1), das die Bewegung der fünf Achsen abbildet aufgebaut. Dafür werden in diesem Kapitel zunächst die Randbedingungen für die Prozessmodellierung definiert und die Systemgrenzen beschrieben. Darauf aufbauend wird die Wickeltrajektorie analytisch modelliert. Abschließend wird geeignete Sensorik zur Bestimmung der Drahtzugkraft im Prozess ausgewählt und in die Wickelmaschine und deren Steuerung integriert.

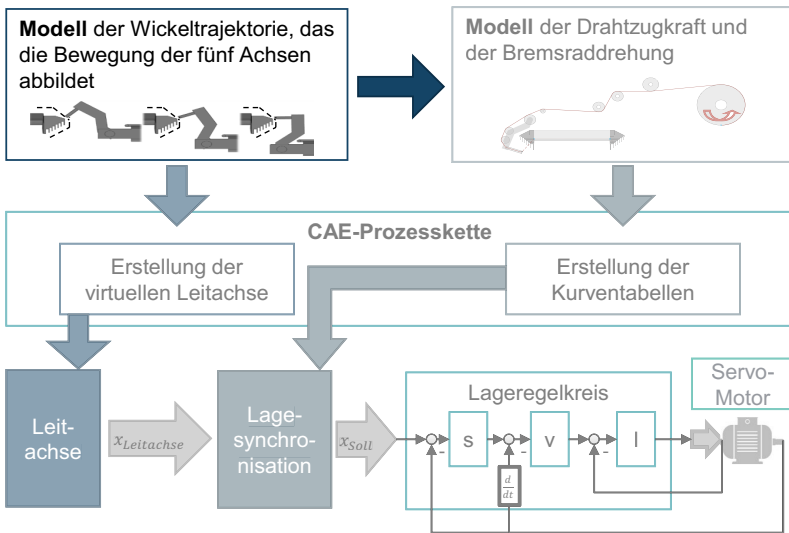


Abbildung 4-1: Einordnung des Kapitels 4 im Gesamtzusammenhang

Die in diesem Kapitel erarbeiteten Ansätze wurden im Rahmen der Masterarbeit von Christiane Baum (A_Baum 2017) und den Bachelorarbeiten von Alexander Lepold (A_Lepold 2017) und Tobias Weber (A_Weber 2018) erarbeitet und in (Hofmann & Bold et al. 2017) und (Hofmann & Lepold et al. 2020) veröffentlicht.

4.1 Systembeschreibung

Um das Ziel der Prozessmodellierung zur Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung zu erreichen, werden zunächst die Randbedingungen definiert, die im Rahmen dieser Arbeit betrachtet werden.

Zur Umsetzung der Ziele dieser Arbeit werden folgende Randbedingungen gesetzt:

1. Das Maschinensystem der Aumann Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine wird für die Modellierung parametrisiert. Eine Strukturoptimierung wird nicht vorgenommen.
2. Zur Ermittlung der Drahtzugkraft werden nur Sensoren nach dem Stand der Technik eingesetzt, um den Einfluss von Messungenauigkeiten selbst entwickelter Elektronik und falsch angebrachter Sensorik zu verringern.
3. Um den Einfluss von aufeinanderliegenden Drähten zu eliminieren, wird für die Modellierung und für die Versuchsdurchführung nur mit einem Draht gewickelt.
4. Der konstruktive Aufbau sowie die Steuerungsarchitektur der Aumann NWS/S wird nicht geändert. Alle zu entwickelnden Modelle müssen in die bestehende Maschine integrierbar sein.

Um das Wickeln einer Spule mit einem Draht modellieren zu können, wird eine Wicklungsherstellung vor der analytischen Beschreibung zunächst unter den herrschenden Systemgrenzen betrachtet. Das bedeutet, dass die Struktur des Wickelprogramms unter Beachtung eines möglichen Wickelschemas beschrieben wird. Wie in Abbildung 4-2 dargestellt, kann dabei unabhängig vom zu wickelnden Schema das Wickelprogramm systematisch dargestellt werden. Die Ebenen 1-n beschreiben dabei die entsprechende Ebene im Wickelwerkzeug (vgl. Abschnitt 2.1.4). Je nach Wickelschema liegen pro Ebene 1-m Wicklungsstränge ab, zwischen denen wiederum die verschiedenen Phasenabgänge gelegt werden. Jeder Strang besteht aus 1-x Spulen, die wiederum aus 1-y einzelnen Windungen bestehen. Dieser wiederkehrende Aufbau eines Wickelschemas bildet die Grundlage für eine systematische Beschreibung des Wickelprozesses.

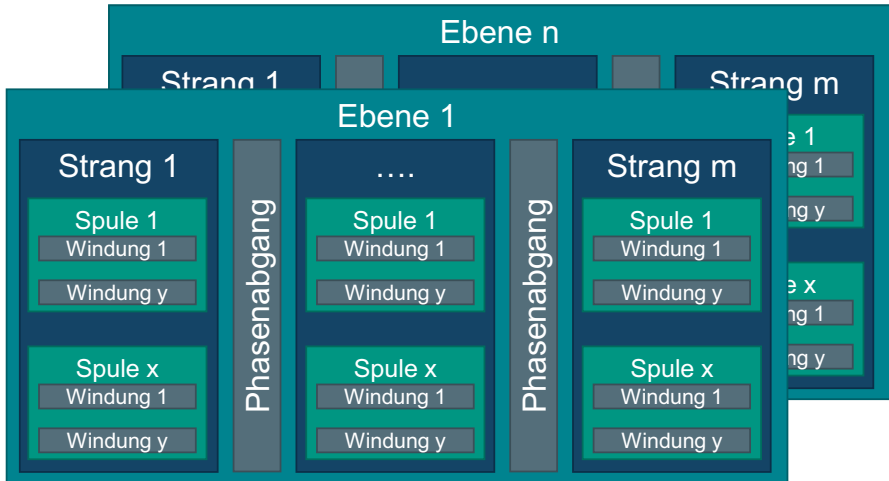



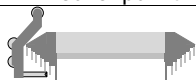
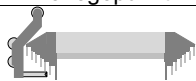
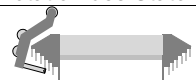
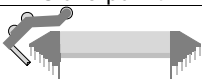
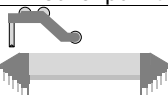

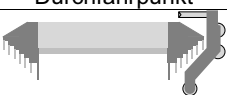


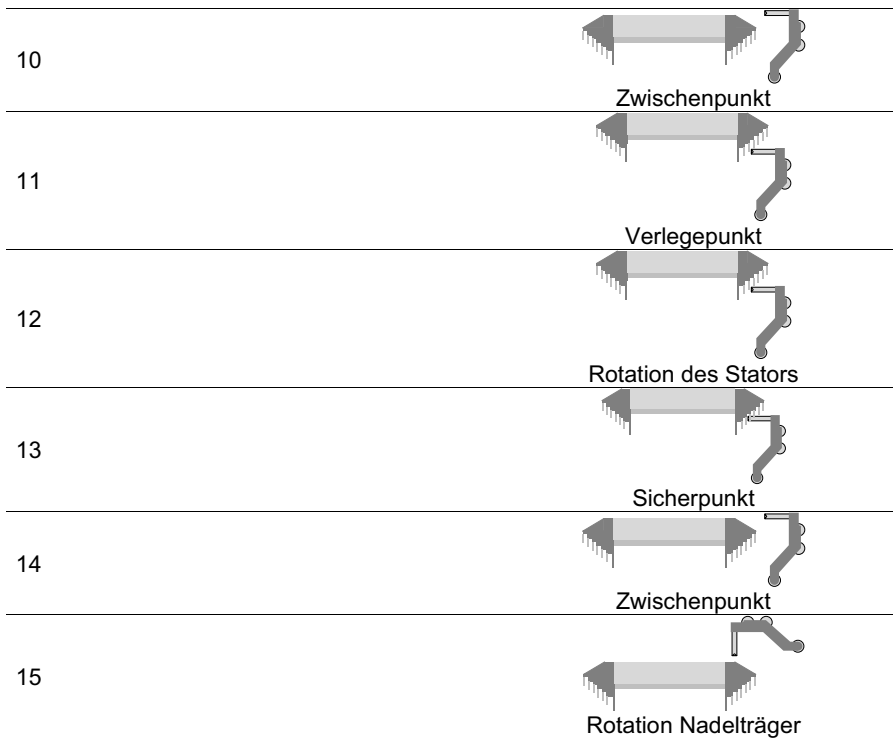
Abbildung 4-2: Darstellung des systematischen Aufbaus eines Wickelschemas (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Baum 2017, S. 30))

Wird nun der Prozess zur Ablage einer einzelnen Windung in das Werkzeug und den Stator betrachtet, zeigt sich nach den Abbildungen in Tabelle 4-1, dass für jede Ebene derselbe Ablauf für das Wickeln einer Windung stattfindet. Der Startpunkt ist der so definierte Durchfahrpunkt auf der Verschaltseite. Anschließend fährt die Nadel zum so definierten Durchfahrpunkt auf der Rückseite. Von dort ausgehend fährt die Nadel zum Zwischenpunkt auf der Rückseite und anschließend je nach der zu bewickelnden Ebene auf den Verlegungspunkt auf der Rückseite. Nach der Statorrotation zur Drahtverlegung wird der Sicherpunkt der entsprechenden Ebene angefahren, der lediglich zum Drahtfang im Werkzeug benötigt wird. Von dort wird zunächst wieder zum Zwischenpunkt und anschließend erneut zum Durchfahrpunkt auf der Rückseite verfahren. Nach der Fahrt zum Durchfahrpunkt auf der Verschaltseite findet dort nach der Nadelträgerrotation der Wickelprozess analog zur Rückseite statt. Aufgrund der Tatsache, dass der Nadelarm zu diesem Zeitpunkt nicht im Stator ist, hat die Maschine jedoch auf der Verschaltseite wesentlich mehr Freiheitsgrade zum Verfahren als auf der Rückseite. Das Schema ist in Tabelle 4-1 dargestellt.

Dies bildet die wesentliche Grundlage zur systematischen Modellierung der Wickelkinematik des Fünf-Achs-Nadelwickelns.

Tabelle 4-1: Darstellung des Verfahrnschemas einer Windung (Abbildungen eigene Darstellungen nach (A_Baum 2017, S. 38; A_Weber 2018, S. 23))

	Anfahrpunkte auf der Rückseite	Anfahrpunkte auf der Verschaltseite
0		 Durchfahrpunkt
1	 Durchfahrpunkt	
2	 Zwischenpunkt	
3	 Verlegepunkt	
4	 Rotation des Stators	
5	 Sicherpunkt	
6	 Zwischenpunkt	
7	 Durchfahrpunkt	
8		 Durchfahrpunkt
9		 Rotation Nadelträger

**Fazit:**

Die Randbedingungen zur Modellierung der Wickeltrajektorie wurden definiert. Unabhängig von Wickelschema und Statorgeometrie kann der Ablauf zur Wicklung einer Windung einer Spule immer systematisch beschrieben werden.

4.2 Analytische Beschreibung der Wickeltrajektorie

Zur analytischen Modellierung der Wickeltrajektorie müssen zunächst die Systemgrenze der Modellierung definiert und anschließend die Parametrierung des Modells beschrieben werden.

4.2.1 Definition des internen Koordinatensystems

Ziel der analytischen Modellierung ist die eindeutige mathematische Bestimmung jeder möglichen Position der Nadel im Wickelprozess einer Windung. Dafür wird zunächst ein internes, rechtshändiges Koordinatensystem definiert (vgl. Abbildung 4-3), wobei alle Berechnungen, sofern nicht anders angegeben, auf dieses Koordinatensystem bezogen werden.

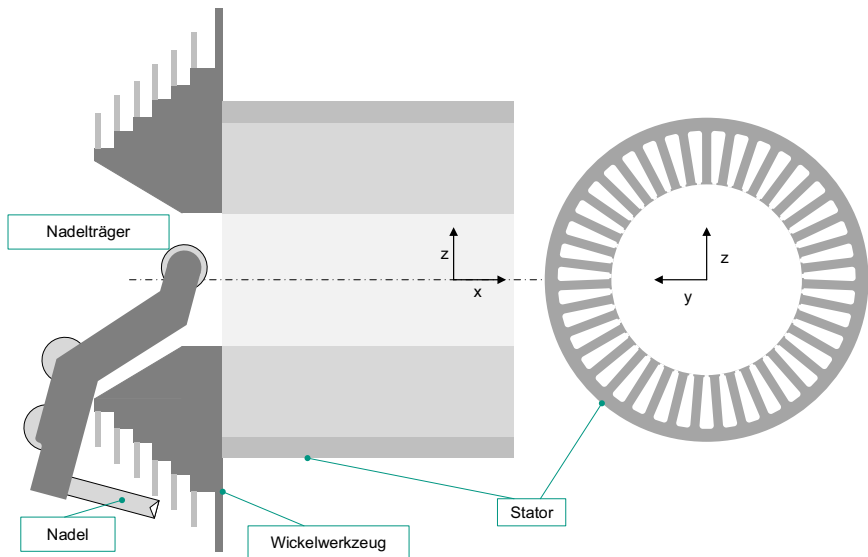


Abbildung 4-3: Darstellung des internen Koordinatensystems (A_Lepold 2017, S. 18; Hofmann & Lepold et al. 2020)

Um den Umrechnungsaufwand in das Maschinenkoordinatensystem (vgl. Abschnitt 2.1.4) der realen Wickelmaschine möglichst gering zu halten, werden die internen Koordinatenachsen parallel zu den Maschinenkoordinatenachsen definiert. Außerdem wird die Rotationsymmetrie des Stators durch die Lage des Koordinatensystems vereinfacht in Zylinderkoordinaten beschrieben. Die x-Achse liegt auf der Rotationsachse des Stators, der Ursprung des Koordinatensystems in der Symmetrieebene des Stators. Eine Umrechnung in die Maschinenkoordinaten erfolgt durch einen Translationsvektor.

4.2.2 Parametrierung des analytischen Modells

Zur Bestimmung der Trajektorie der Nadeldüse im Raum muss die Position der Nadeldüse in Abhängigkeit der Maschinenachsen bestimmt werden, welche auf das interne Koordinatensystem bezogen sind. Dazu wird zunächst ein Nadelträgerkoordinatensystem bestimmt, welches im Schnittpunkt der Rotationsachse Q des Nadelträgers mit dem Nadelarm in der Symmetrieebene des Nadelträgers liegt und eindeutig über die Werte der drei Translationsachsen des Nadelarms (P_x, P_y, P_z) bestimmbar ist (vgl. Abbildung 4-4). Ein zweites Koordinatensystem wird in die Symmetrieebene der Nadeldüse gelegt, um die verschiedenen Punkte auf der Nadeldüse flexibel ermitteln zu können (vgl. Abbildung 4-4).

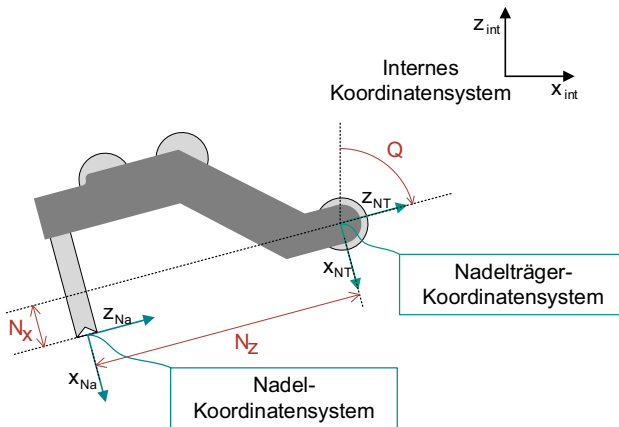


Abbildung 4-4: Darstellung der Koordinatensysteme sowie der geometrischen Zusammenhänge des Nadelträgers und der Nadeldüse (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 21; Hofmann & Lepold et al. 2020))

Der Abstand zwischen dem Nadelträger- und dem Nadelkoordinatensystem wird über die Werte N_x und N_z bestimmt. Da sich beide Koordinatensysteme in einer Symmetrieebene befinden, gibt es keine Verschiebung in y -Richtung. Die Rotation des Nadelträgerkoordinatensystems um das interne Koordinatensystem wird mit dem Wert des Rotationswinkels Q des Nadelträgers beschrieben.

Mit Hilfe einer Transformationsmatrix können die Werte des Nadel-Koordinatensystems in das interne Koordinatensystem umgerechnet werden, wobei die Transformation unter Zuhilfenahme einer homogenen Transformationsmatrix beschrieben wird, welche es

in einer Operation erlaubt, sowohl eine Translation als auch eine Rotation des Koordinatensystems durchzuführen.

Die Berechnung der Transformationsmatrix erfolgt zunächst über die Bestimmung der Transformation vom Nadelträger-Koordinatensystem in das interne Koordinatensystem. Anschließend erfolgt die Bestimmung der Transformation vom Nadel- in das Nadelträger-Koordinatensystem. Das interne Koordinatensystem wird in das Nadelträger-Koordinatensystem durch eine Translation und eine Rotation um die y-Achse mit dem Winkel Q überführt (vgl. Formel 4-1). Das Nadelträger- wird in das Nadel-Koordinatensystem durch eine reine Translation überführt (vgl. Formel 4-2). Insgesamt berechnet sich die Transformationsmatrix vom Nadel-Koordinatensystem in das interne Koordinatensystem zu Formel 4-3. (A_Lepold 2017, S. 21)

$${}_{int}T_{NT} = \begin{bmatrix} \cos Q & 0 & \sin Q & P_x \\ 0 & 1 & 0 & P_y \\ -\sin Q & 0 & \cos Q & P_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad 4-1$$

$${}_{NT}T_{Na} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & N_x \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & -N_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad 4-2$$

$${}_{int}T_{Na} = \begin{bmatrix} \cos Q & 0 & \sin Q & N_x \cdot \cos Q - N_z \cdot \sin Q + P_x \\ 0 & 1 & 0 & P_y \\ -\sin Q & 0 & \cos Q & -N_x \cdot \sin Q - N_z \cdot \cos Q + P_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad 4-3$$

Zur geometrieunabhängigen Beschreibung der Wickeltrajektorie im Raum wird der Wickelprozess einer Spule über die Anfahrpunkte der Nadeldüse beschrieben. Zum Wickeln einer Spule mit einer definierten Spulenweite fährt die Nadel, wie in Abschnitt 4.1 beschrieben, ein immer wiederkehrendes Muster ab. Dabei werden systematisch definierte Punkte P angefahren. Diese werden wie in Tabelle 4-1 dargestellt sowohl auf der Verschalt- als auch auf der Rückseite des Stators als Durchfahrpunkt, Zwischenpunkt, Verlegungspunkt und Sicherpunkt bezeichnet. Es wird ein Bezeichnungskonzept eingeführt, welches die entsprechenden Anfahrpunkte nach einem einheitlichen Schema benennt. Der erste Index bezeichnet das zur Berechnung verwendete Koordinatensystem (in diesem Fall steht der Index O für die Berechnung im internen Koordinatensystem). Die ersten beiden Sub-Indizes bezeichnen, an welchem Punkt (bspw. Durchfahrpunkt (dp)) sich die Wickeltrajektorie befindet, und der dritte Sub-Index (v/r), ob es sich um die Verschalt- oder die Rückseite des Stators handelt. (A_Lepold 2017, S. 14)

Die zur Drahtverlegung im Werkzeug notwendigen Punkte (Verlege- und Sicherpunkt) haben noch einen zusätzlichen Index, welcher in Tabelle 4-2 als e bezeichnet wird. Dieser beschreibt die Ebene auf dem Wickelwerkzeug, in welche der Draht gelegt wird.

Tabelle 4-2: Bezeichnung der Anfahrpunkte nach (A_Lepold 2017, S. 14)

Bezeichnung	Abkürzung
Durchfahrpunkt Rückseite	$P_{O,dpr}$
Zwischenpunkt Rückseite	$P_{O,zpr}$
Verlegungspunkt Rückseite	$P_{O,vpr,e}$
Sicherpunkt Rückseite	$P_{O,spr,e}$
Durchfahrpunkt Verschaltungsseite	$P_{O,dpv}$
Zwischenpunkt Verschaltungsseite	$P_{O,zpv}$
Verlegungspunkt Verschaltungsseite	$P_{O,vpv,e}$
Sicherpunkt Verschaltungsseite	$P_{O,spv,e}$

Abbildung 4-5 gibt einen Überblick über die Position der Punkte in Abhängigkeit der Stator- und Werkzeuggeometrie. Bei der Wahl der Punkte ist insbesondere auf die Kollisionsvermeidung zu achten, was über die eingezeichneten, experimentell ermittelten Sicherheitsabstände, welche auch wiederum von der Werkzeuggeometrie abhängig sind, erfüllt werden kann. Die Werkzeuggeometrie definiert sich über die Werkzeugbreite sowie die äußere und innere Werkzeugtiefe. Die Kammern bzw. Ebenen des Werkzeuges werden wiederum über die Werkzeugbreiten und -tiefen 1-n (im dargestellten Fall $n = 6$) beschrieben.

Wie bereits beschrieben, beginnt das Verlegen einer Spule am Durchfahrpunkt $P_{O,dpv}$ mit der Verfäherung des Nadelträgers entlang der x-Achse zum Durchfahrpunkt der Rückseite $P_{O,dpr}$. Anschließend schwenkt der Nadelträger zum Zwischenpunkt $P_{O,zpr}$, welcher zur Kollisionsvermeidung mit dem Werkzeug notwendig ist, um schließlich in die Verlegeposition $P_{O,vpr,e}$ zu gelangen. Danach rotiert der Stator um seine Rotationsachse R, um den Draht auf den Werkzeugen zu verlegen. Um eine sichere Drahtablage in den Werkzeugen zu gewährleisten, muss der Nadelträger nach Beendigung der Rotation des Stators zunächst zum Sicherpunkt $P_{O,spr,e}$ verfahren. Anschließend schwenkt die Nadel über den Zwischenpunkt $P_{O,zpr}$ wieder zurück zur Durchfahrtposition $P_{O,dpr}$. Damit ist die Drahtverlegung auf der Rückseite beendet und der Nadelträger verfährt wieder zum Durchfahrpunkt $P_{O,dpv}$ der Verschaltseite, wo die Bewegung von neuem beginnt.

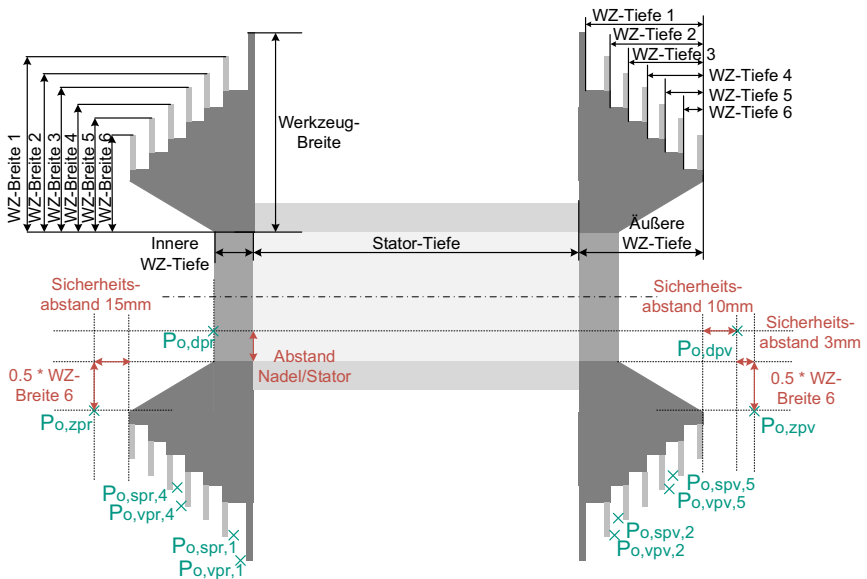


Abbildung 4-5: Übersicht der Anfahrpunkte sowie geometrische Bezeichnungen zum Wickeln einer Spule (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 14; A_Baum 2017, S. 39))

Die Verlegung einer Spule kann, wie in Abbildung 4-6 gezeigt, in insgesamt 16 Schritten dargestellt werden. Diese Schritte sind für alle Statorgeometrien und Werkzeuge analog zu betrachten und können somit als allgemeingültig angesehen werden. Es wird eine Variable (fortan als Trajektorienparameter bezeichnet) $\omega \in \mathbb{R}$ mit $0 \leq \omega \leq 16$ definiert, welche die Wertänderung der Maschinenachsen zwischen den einzelnen Anfahrpunkten parametrisiert.

Mit dieser Parametrierung kann eine abschnittsweise definierte Funktion für die verschiedenen Maschinenachsen bestimmt werden – für die Q-Achse wird sie gemäß Formel 4-4 definiert. Die Indizes des Wertes der Q-Achse sind analog zu den Indizes der Maschinenachsen P definiert. Zusätzlich ist hier der Punkt Q_{sv} definiert. Dieser stellt die Fälle $\omega \in [8,9) \cup [15,16)$ dar, an denen eine Rotation der Nadeldüse um deren Spitze stattfindet. (A_Lepold 2017, S. 23)

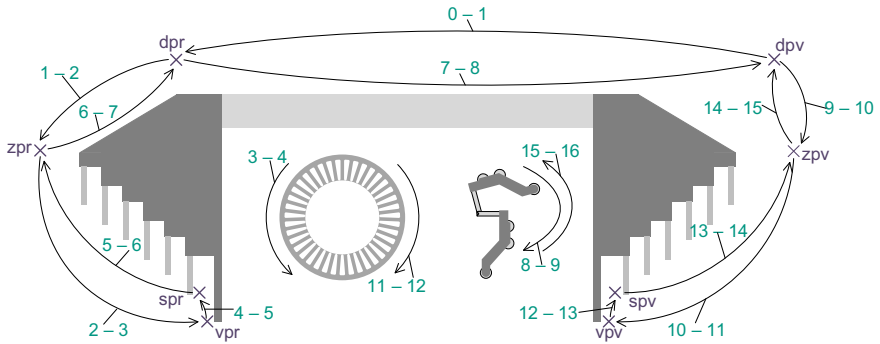


Abbildung 4-6: Parametrierung der Verfahrensbewegung entlang des Trajektorienparameters ω (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 22; A_Baum 2017, S. 38; Hofmann & Lepold et al. 2020))

$$Q(\omega) = \begin{cases} (1 - \omega) \cdot Q_{dpv} + \omega \cdot Q_{dpr} & , 0 \leq \omega < 1 \\ (2 - \omega) \cdot Q_{dpr} + (\omega - 1) \cdot Q_{zpr} & , 1 \leq \omega < 2 \\ (3 - \omega) \cdot Q_{zpr} + (\omega - 2) \cdot Q_{vpr,e} & , 2 \leq \omega < 3 \\ Q_{vpr,e} & , 3 \leq \omega < 4 \\ (5 - \omega) \cdot Q_{vpr,e} + (\omega - 4) \cdot Q_{spr,e} & , 4 \leq \omega < 5 \\ (6 - \omega) \cdot Q_{spr,e} + (\omega - 5) \cdot Q_{zpr} & , 5 \leq \omega < 6 \\ (7 - \omega) \cdot Q_{zpr} + (\omega - 6) \cdot Q_{dpr} & , 6 \leq \omega < 7 \\ (8 - \omega) \cdot Q_{dpr} + (\omega - 7) \cdot Q_{dpv} & , 7 \leq \omega < 8 \\ (9 - \omega) \cdot Q_{dpv} + (\omega - 8) \cdot Q_{sv} & , 8 \leq \omega < 9 \\ (10 - \omega) \cdot Q_{sv} + (\omega - 9) \cdot Q_{zpv} & , 9 \leq \omega < 10 \\ (11 - \omega) \cdot Q_{zpv} + (\omega - 10) \cdot Q_{vpv,e} & , 10 \leq \omega < 11 \\ Q_{vpv,e} & , 11 \leq \omega < 12 \\ (13 - \omega) \cdot Q_{vpv,e} + (\omega - 12) \cdot Q_{spv,e} & , 12 \leq \omega < 13 \\ (14 - \omega) \cdot Q_{spv,e} + (\omega - 13) \cdot Q_{zpv} & , 13 \leq \omega < 14 \\ (15 - \omega) \cdot Q_{zpv} + (\omega - 14) \cdot Q_{sv} & , 14 \leq \omega < 15 \\ (16 - \omega) \cdot Q_{sv} + (\omega - 15) \cdot Q_{dpv} & , 15 \leq \omega \leq 16 \end{cases} \quad \forall \omega \in \mathbb{R} \quad 4-4$$

Daraus lassen sich die x- und z-Position der Nadeldüsen Spitze ableiten (vgl. Formel 4-5 und Formel 4-6). Da die Verfahrensbewegung komplett in der x, z-Ebene stattfindet, ist die y-Achsenposition der Nadel konstant in der Rotationsachse des Stators und wird daher hier nicht weiter betrachtet (A_Lepold 2017, S. 23)

$$P_x(\omega) = N_x \cdot (\cos Q_{dpp} - \cos Q(\omega)) + N_z \cdot (-\sin Q_{dpp} + \sin Q(\omega)) + P_{x_{dpp}} \quad 4-5$$

$$P_z(\omega) = N_x \cdot (-\sin Q_{dpp} + \sin Q(\omega)) + N_z \cdot (-\cos Q_{dpp} + \cos Q(\omega)) + P_{z_{dpp}} \quad 4-6$$

Die Rotation des Stators um die R-Achse kann ebenfalls mit der Variablen ω parametrisiert werden. Da eine Rotation nur in den Intervallen ($\omega \in [3,4) \cup [11,12)$) erfolgt, kann die R-Achse nach Formel 4-7 abschnittsweise definiert werden. (A_Lepold 2017, S. 24)

$$R(\omega) = \begin{cases} R_1 & , 0 \leq \omega < 3 \\ (4 - \omega) \cdot R_2 + (\omega - 3) \cdot R_1 & , 3 \leq \omega < 4 \\ R_2 & , 4 \leq \omega < 11 \\ (12 - \omega) \cdot R_3 + (\omega - 11) \cdot R_2 & , 11 \leq \omega < 12 \\ R_3 & , 12 \leq \omega < 16 \end{cases} \quad 4-7$$

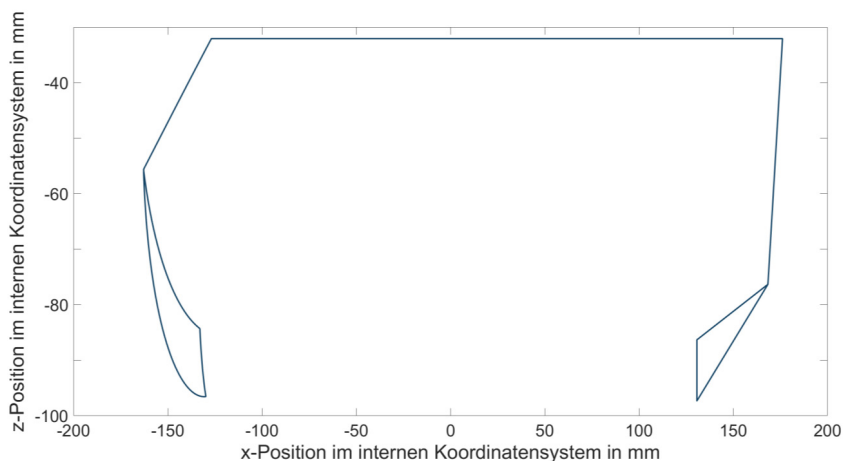


Abbildung 4-7: Projektion der Trajektorie bzw. der Nadeldüsenbewegung entlang des Trajektorienparameters ω bei der Verlegung einer Spule in Ebene 1 in der x-z-Ebene im internen Koordinatensystem (eigene Darstellung nach der Berechnung von (A_Lepold 2017, S. 23))

Die Modellierung wurde im Rahmen der Arbeit von (A_Lepold 2017) in der Software Maple 2017 umgesetzt. Die Ergebnisse dieser Modellierung werden im Folgenden dargestellt. Der berechnete Verlauf der Trajektorie der Nadelspitze entlang des Trajektori-

enparameters ω für die Bewicklung einer Spule in Ebene 1 ist in Abbildung 4-7 dargestellt. Dafür werden die Parameterwerte der Stator-, Werkzeug- und Wickelmaschinen-geometrie aus dem Projekt ProLemo eingesetzt.

Fazit:

Die Wickeltrajektorie kann mithilfe des definierten Trajektorienparameters ω rein analytisch und unabhängig von der Geometrie des Stators modelliert werden. Die Rotation des Nadelträgers und des Stators wurde in Abhängigkeit von ω beschrieben. Für die ProLemo-Geometrie wurde diese Modellierung angewendet. Im Folgenden kann nun entlang der realen Wickeltrajektorie der Einfluss verschiedener Wickelparameter auf die Drahtzugkraft ermittelt werden.

4.3 Analyse der Drahtzugkraft entlang der Wickeltrajektorie

Ziel dieses Kapitels ist es, entlang des beschriebenen Trajektorienparameters ω die Drahtzugkraft bei einer momentengeregelten Drahtbremse in Wickelversuchen zu messen, um den Referenzwert für die zu entwickelnde trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung bestimmen zu können. Dafür wird zunächst eine geeignete Sensorik ausgewählt, bewertet und in die Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine integriert. Darauf aufbauend können die Einflussparameter auf die Drahtzugkraft evaluiert und bewertet werden.

4.3.1 Auswahl der Sensorik und Integration in den Messaufbau

Wie bereits in Abschnitt 4.1 definiert, sollen zur Messung der Drahtzugkraft nur Sensoren nach dem Stand der Technik eingesetzt werden, um auf standardisierte und eichbare Messauswertelösungen zurückgreifen zu können. Für die Messung der Drahtzugkraft am Ablageort bzw. an der Nadeldüse gibt es nach dem aktuellen Stand der Technik keine standardisierte Sensorik. Es wird daher ein 1-Rollen-Zugspannungssensor SFD-200-T der Firma Hans Schmidt & Co GmbH – wie in Abbildung 4-8 dargestellt – eingesetzt. Dieser misst über einen Dehnmessstreifen die sich ändernde Seilkraft am Umlenkpunkt und wird statt der Umlenkrolle in das System eingebaut. Da die Auswertelektronik des Sensors in y-Richtung einen großen Platzbedarf hat, ist es nicht möglich, eine Rolle auf dem Nadelträger mit entsprechender Sensorik auszustatten, um bei der Durchfahrt durch den Stator eine Kollision mit der Innenwand zu verhindern.

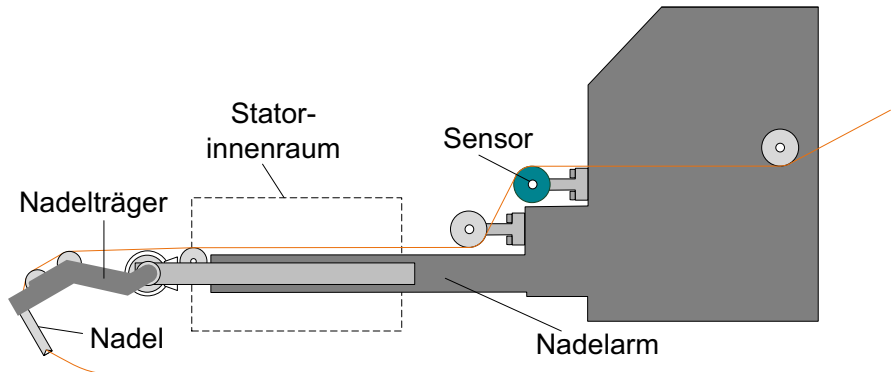


Abbildung 4-8: Einbauposition der Zugspannungssensoren (eigene beschriftete Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 25))

Da der Umschlingungswinkel des Drahtes um den Sensor einen großen Einfluss auf die gemessene Drahtzugkraft hat, kann der Sensor nur an der in Abbildung 4-8 dargestellten Position eingesetzt werden, weil sich der Auslaufwinkel γ an der Umlenkrolle 5, welche näher am Nadelträger ist) bei Rotation des Nadelträgers ändert, wie Abbildung 4-9 dargestellt. Der Sensor wird mithilfe eines Referenzgewichtes wie in Abbildung 4-9 dargestellt justiert.

Nach Herstellerangaben¹³ verfügt der eingesetzte Sensor über eine Genauigkeit von 0,5% bezogen auf die Nennlast von 200N. Daraus ergibt sich ein zufälliger Messfehler von 1N, was im Verhältnis zur gemessenen Kraft (Soldrahtzugkraft für einen Draht von 0,63mm Durchmesser sind 20N) einen vergleichsweise hohen Wert darstellt. Ein weiterer Messfehler ergibt sich aus der Messauflösung von 0,1N, was die kleinste unterscheidbare Änderung der Messgröße bezeichnet. (A_Weber 2018, S. 28)

¹³ Hans Schmidt & Co GmbH 2014, Bedienungsanleitung, Zugkraftsensor, Modellreihe SF, Typ SFZ, SFD: <https://www.hans-schmidt.com/media/bdienungsanleitung-SFZ-SFD-D.pdf> ; zuletzt aufgerufen am 04.08.2019.

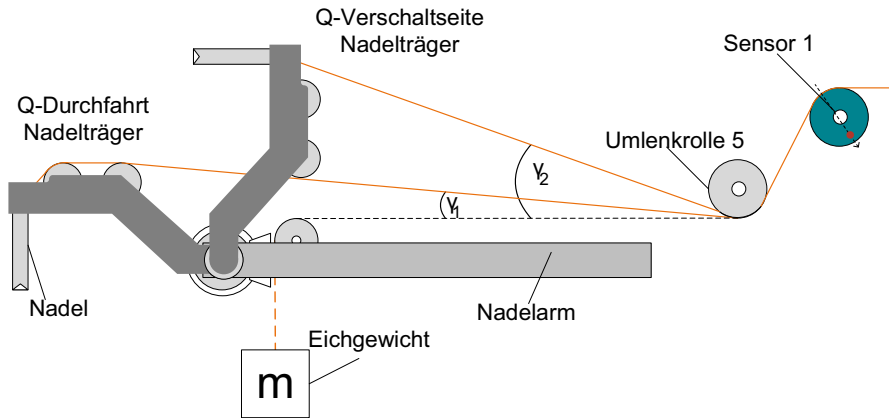


Abbildung 4-9: Einfluss der Position des Nadelträgers und Eichung des Sensors (eigene, beschriftete Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 28))

4.3.2 Datenaufnahme und Integration in die Steuerung

Wie in Abbildung 4-10 dargestellt, wird der Drahtzugkraftsensor mit der Auswerteeinheit direkt in die Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine integriert. Die Auswerteeinheit vom Typ SC PM4 von der Firma Hans Schmidt & Co GmbH ist über eine USB-Verbindung mit dem Beckhoff Industrie-PC verknüpft, welcher als zentrales Steuerelement der Nadelwickelmaschine dient. Zur Bedienung des Industrie-PCs dient ein Touch-Panel, das in das EtherCAT Netzwerk der Anlage integriert ist. Zur Datenaufnahme wird ein externer PC über das Ethernet mit dem Industrie-PC verbunden.

Die Auswerteeinheit dient nach Herstellerangaben¹⁴ zur Aufbereitung und Visualisierung der Sensorsignale. Die mitgelieferte Software „TensionInspect 3.4“ zeichnet die von der Auswerteeinheit aufgenommenen Kräfte auf. Die Auswerteeinheit wird im Schaltschrank montiert und direkt mit dem Beckhoff-PC verbunden, um auf die Systemzeit des Industrie-PC zuzugreifen. Die Software „TensionInspect“ kann die aufgenommenen Kraftdaten nur mit der Systemzeit des externen PCs aufzeichnen. Die zur Auswertung notwendige Synchronisation der Kraftdaten mit den Achsbewegungen ist

¹⁴ Hans Schmidt & Co GmbH 2016, Bedienungsanleitung, Auswerteeinheit, Modellreihe SC, Typ SC-PM4, SC-PMD4; <https://www.hans-schmidt.com/media/bedienungsanleitung-SC-PM4-D.pdf>; zuletzt geprüft am 04.08.2019.

also nur durch die direkte Verbindung mit dem Industrie-PC möglich. (A_Weber 2018, S. 32)

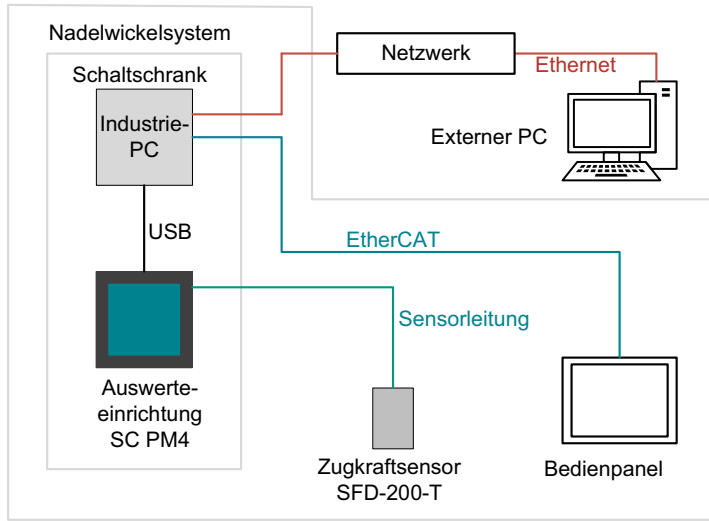


Abbildung 4-10: Einbindung des Sensors und der Auswerteeinheit in das System (eigene Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 30))

Zur Auswertung der Achsbewegung und deren Synchronisation mit den Kraftwerten des Zugkraftsensors wird das Softwaremodul „TE1300 TwinCAT 3 Scope Base“ („Scope View“) verwendet, welches es ermöglicht, vom externen PC aus Variablen in einem verbundenen System aufzuzeichnen und nachträglich in Visual Studio darzustellen. (A_Weber 2018, S. 34)

4.3.3 Auswertung der Drahtzugkraft beim Fünf-Achs-Nadelwickeln

Für die Messung der Drahtzugkraft entlang der Wickeltrajektorie wurde ein Versuchsplan aufgestellt, um die Parametereinflüsse von Wickelgeschwindigkeit und Bremsmoment abbilden und bewerten zu können.

Dabei wurde in einem vollfaktoriellen Versuchsplan (vgl. Tabelle 4-3) der Einfluss von Drahtbremsmoment und Wickelgeschwindigkeit auf die Drahtzugkraft untersucht. Die Prozentangaben beziehen sich dabei auf die maximal einstellbare Wickelgeschwindigkeit bzw. das maximal einstellbare Bremsmoment. Ab 20% Bremsmoment reißt der Draht, weshalb 15% als Maximalwert gesetzt werden.

Tabelle 4-3: Faktorstufen für einen vollfaktoriellen Versuchsplan zur Untersuchung der Einflüsse auf die Drahtzugkraft

Faktorstufe	1	2	3
Wickelgeschwindigkeit	10%	50%	100%
Bremsmoment	5%	10%	15%

Für die Versuchsreihen wurde jeweils eine Spule mit einer Spulenweite von 3 mit einem Draht mit dem Durchmesser $d = 0,63\text{mm}$ und einem Isolationsgrad 2 gewickelt. Es wurden 3 Wiederholungen pro Faktorkombination durchgeführt.

Die Auswertung des Einflusses der Wickelgeschwindigkeit ist in Abbildung 4-11 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich die drei Verläufe weitestgehend überdecken und keine eindeutige Tendenz einer Abhängigkeit der Drahtzugkraft von der Wickelgeschwindigkeit bei dem gewählten Drahtdurchmesser erkennbar ist. Aufgrund der notwendigen Messrate des Drahtzugkraftsensors wird für weitere Versuche eine geringe Wickelgeschwindigkeit gewählt.

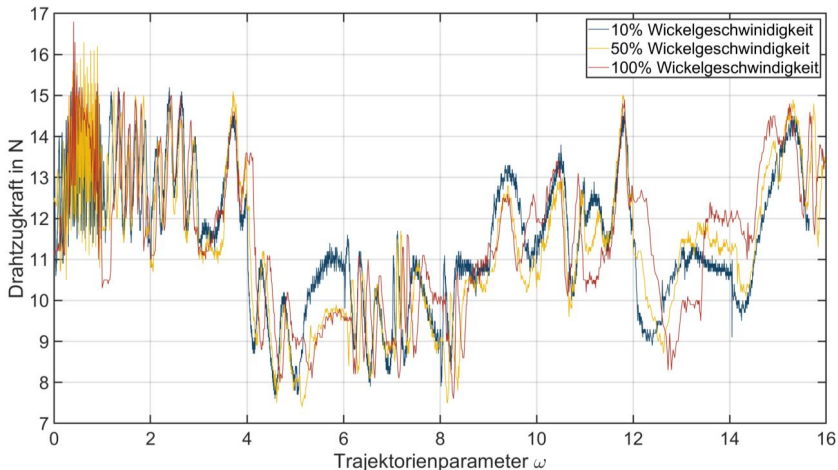


Abbildung 4-11: Auswertung des Einflusses der Wickelgeschwindigkeit bei 10% Drahtbremsmoment (eigene Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 52))

Die Auswertung des Einflusses des Bremsmomentes auf die Drahtzugkraft zeigt, wie in Abbildung 4-12 dargestellt, einen klar mit der Bremskraft ansteigenden Drahtzugkraftverlauf. Die hier aufgetragene Kraft wird mit dem Sensor ausgewertet und zeigt

einen analogen Verlauf der Drahtzugkraft entlang des Trajektorienparameters ω für alle drei Bremsmomenteinstellungen, wobei die mittlere Drahtzugkraft vom eingestellten Bremsmoment abhängig ist.

Die maximale Differenz der Drahtzugkraft (maximale Kraft vs. minimale Kraft) bei einem eingestellten Bremsmoment von 5% ergibt 7,5N (roter Plot), bei 10% ergibt sich eine Differenz von 7,7N (gelber Plot) und bei 15% Bremsradmoment liegt diese bei 7,6N (blauer Plot). Die dabei entstehenden globalen Maximalwerte der Drahtzugkraft liegen im Intervall $\omega \in [0, 1]$. Dort sind auch die hochfrequentesten Schwankungen zu erkennen.

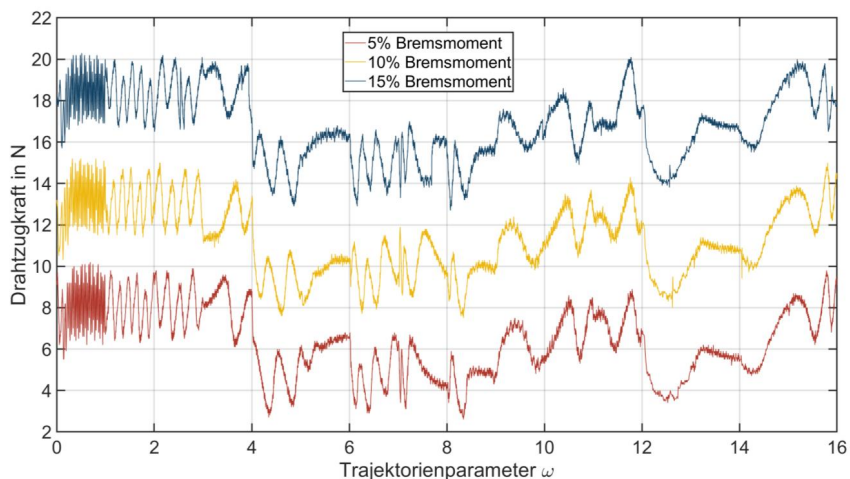


Abbildung 4-12: Auswertung des Einflusses des Drahtbremsmoments bei 10% Wickelgeschwindigkeit (eigene Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 50))

Die im Rahmen der Drahtzugkraftmessung gewickelten Spulen wurden zusätzlich mit einem Widerstandsmessgerät vom Typ Fluke PM 6034 vermessen, um nicht fälschlicherweise Einflussfaktoren (wie beispielsweise die Wickelgeschwindigkeit) auszuschließen.

Wie in Tabelle 4-4 dargestellt, ist auch aus den Widerstandsmessungen im ausgewählten Wertebereich kein Zusammenhang zwischen der Wickelgeschwindigkeit und der Drahtzugkraft erkennbar, wohingegen das Bremsmoment einen deutlichen Einfluss auf den Widerstand zeigt.

Tabelle 4-4: Widerstandsmesswerte der Drahtzugkraftmessungen

	5% Bremsmoment	10% Bremsmoment	15% Bremsmoment
10% Geschwindigkeit	0,1982 Ω	0,2039 Ω	0,2105 Ω
50% Geschwindigkeit	0,1988 Ω	0,2041 Ω	0,2109 Ω
100% Geschwindigkeit	0,1985 Ω	0,2044 Ω	0,2110 Ω

Fazit:

Eine geeignete Sensorik zur Messung der Drahtzugkraft wurde ausgewählt und in die Steuerung der Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine integriert. Die Drahtzugkraft kann entlang des Trajektorienparameters ω gemessen werden. Der kritische Einflussfaktor Bremsmoment auf die Drahtzugkraft wurde identifiziert und durch Widerstandsmessungen validiert. Die Wickelgeschwindigkeit hat einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Drahtzugkraft.

4.4 Zusammenfassung der Systemanalyse

Im Rahmen dieses Kapitels wurde dargestellt, dass die erste gestellte Forschungsfrage nach der parametrischen Modellierung der Wickeltrajektorie positiv beantwortet werden kann. Das Wickeln einer Spule lässt sich systematisch beschreiben und kann für jede analog aufgebaute Statorgeometrie parametrisiert beschrieben werden. Dadurch kann die Wickeltrajektorie rein analytisch und unabhängig von den Geometriewerten beschrieben und erst durch das Einsetzen von Geometrieparametern modelliert werden. Um die Drahtzugkraft im Wickelprozess messen zu können, wurde ein Sensor und die zugehörige Auswerteeinheit in die Maschine integriert. Das Bremsmoment wurde als Hauptfaktor zur Erhöhung des Widerstandes und der Drahtzugkraft im Prozess identifiziert. Für den Wickelschritt $0 < \omega < 1$ wurden die höchsten maximal herrschenden Kräfte gemessen. Bei diesem Schritt sind auch die Schwankungen in der Drahtzugkraft am höchsten.

5 Prozessmodellierung

Zur Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung bedarf es zunächst eines grundlegenden Prozessverständnisses um daran anschließend ein Modell der Bremsraddrehung, wie in Abbildung 5-1 dargestellt, aufzubauen. Dafür wird in diesem Kapitel eine systematische Modellierung sowohl der herrschenden Kräfte als auch der geometrischen und kinematischen Zusammenhänge durchgeführt.

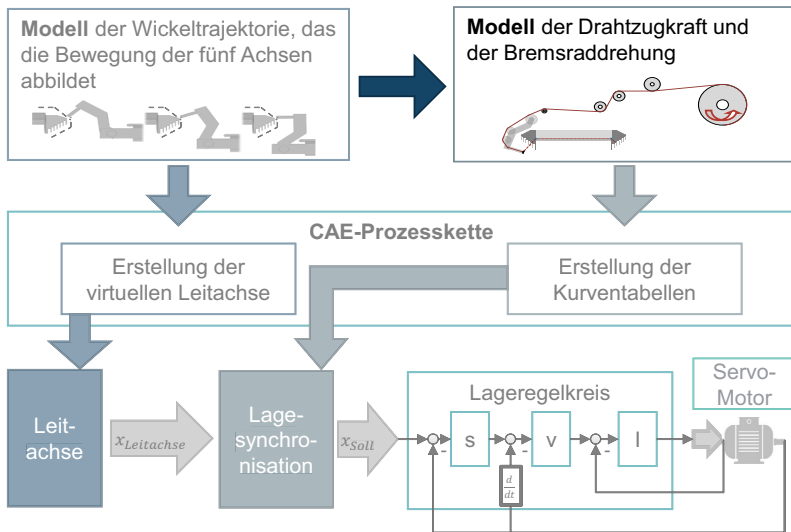


Abbildung 5-1: Einordnung des Kapitels 5 im Gesamtzusammenhang

Zunächst wird aufbauend auf dem Stand der Forschung für das Linearwickeln eine numerische Simulation zur Bestimmung der Drahtzugkraft aufgebaut. Da die Drahtzugkraft am Ablageort nicht gemessen werden kann, wird ein Modell erstellt, in dem die Kraft an der Umlenkrolle, an der im realen Prozess der Sensor integriert ist, bestimmt werden kann. Auf die Kraft am Ablageort kann so über das numerische Modell geschlossen werden. Aufgrund der Komplexität und der hohen Rechenzeiten kann dieses Modell nicht in eine durchgehende CAE-Prozesskette integriert werden, weshalb zusätzlich ein analytisches Modell für die geometrische und kinematische Beschreibung der Wickelmaschine erstellt wird. Die analytische Beschreibung der Wickelmaschine

dient zur Modellierung der freien Drahtlänge und der Bremsraddrehung, um die notwendige Menge an Draht zu fördern, was essentiell für die Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung ist. Dieses Modell wird parametrisiert aufgebaut, um es an verschiedene Geometrien anzupassen und zu validieren.

Ein Überblick über die beiden Modelle ist in Abbildung 5-2 dargestellt. Das numerische Modell wird zur Analyse von Kräften während des Prozesses verwendet (hier dargestellt in Falschfarbenbildern), wohingegen das analytische Modell zur Beschreibung der geometrischen Zusammenhänge vollparametrisiert aufgebaut ist.

Der in diesem Kapitel erarbeitete Ansatz zur numerischen Modellierung wurde durch die Masterarbeit von Benjamin Bold (A_Bold 2017) erarbeitet und in (Hofmann & Bold et al. 2017) veröffentlicht. In der Masterarbeit von Patrick Gassner (A_Gassner 2018) wurde das Modell um elastisch-plastisches Materialverhalten erweitert, was durch die Masterarbeit von Yunlu Fan (A_Fan 2017) bereits für das Linearwickeln implementiert werden konnte.

Die analytische Beschreibung beruht auf den Ergebnissen der Bachelorarbeit von Alexander Lepold (A_Lepold 2017) und wurde im Rahmen von (Hofmann & Lepold et al. 2020) und (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019) veröffentlicht. Die Übertragung des analytischen Modells auf die NeWwire Statorgeometrie wurde in der Bachelorarbeit von Cornelius Schmid (A_Schmid 2019) vorgenommen.

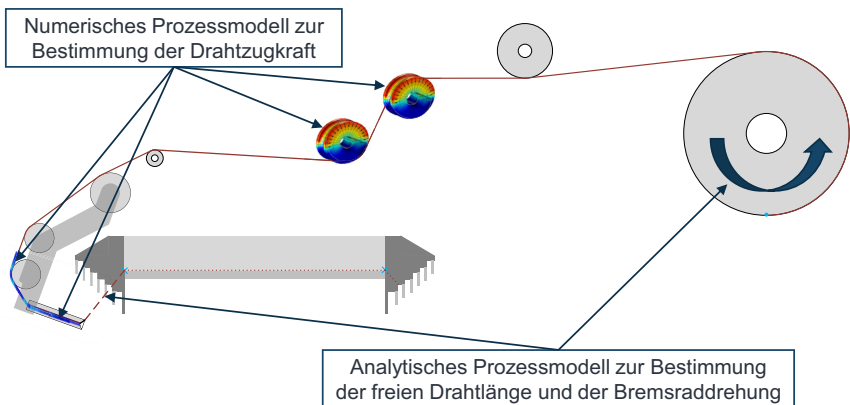


Abbildung 5-2: Übersichtsdarstellung über die verschiedenen Prozessmodelle

5.1 Numerische Prozessmodellierung

Um die lokale Drahtzugkraft bzw. die sich ergebenden Reaktionskräfte in den Umlenrollen im Prozess mit konstant wirkender Drahtzugkraft zu bestimmen, wird ein kombiniertes FE- und Mehrkörpersimulationsmodell aufgebaut, welches sowohl die Kinematik der Maschine abbildet als auch die Kräfte modelliert.

In diesem Abschnitt werden zunächst das Modell des Fünf-Achs-Nadelwickelns unter den gegebenen Systemgrenzen aus Abschnitt 4.1 aufgebaut und schließlich die Ergebnisse der Simulation dargestellt und bewertet.

Auf die Grundlagen der FE- und Mehrkörpersimulation wird an dieser Stelle nicht weiter eingegangen, diese können für die FE-Simulation bspw. in (Braess 2007; Klein 2015; Rust 2016), für die Mehrkörpersimulation in (Rill & Schaeffer 2014; Woernle 2011) und zur Kopplung von Systemen in (Busch 2012) nachgelesen werden. Eine ausführliche Beschreibung der ausgewählten Softwareumgebung COMSOL Multiphysics ist in der Softwaredokumentation¹⁵ zu finden.

5.1.1 Aufbau des Simulationsmodells

Ziel dieses Abschnitts ist die Darstellung des Aufbaus des Simulationsmodells mithilfe des Topologieaufbaus. Darauf aufbauend werden die Modellannahmen und -vereinfachungen definiert. Diese Vereinfachungen werden in grundlegenden Teilmodellen aufgebaut, welche einzeln verifiziert werden.

5.1.1.1 Geometrischer Modellaufbau

Um die Drahtzugkraft beim Fünf-Achs-Nadelwickeln abbilden zu können, müssen folgende drei Teilziele erreicht werden:

1. Beschreibung der Bewegung der Maschinenelemente,
2. Modellierung des elastisch-plastischen Materialverhaltens des Drahtes,
3. Interaktion von Draht und Maschinenelementen über eine Kontaktmodellierung.

Das erste Teilziel wird mit der Methode der Mehrkörpersimulation gelöst. Die Modellierung des Materialverhaltens ist eine klassische Aufgabe der FE-Simulation. Kontakt-

¹⁵ COMSOL Multiphysics Inc., Introduction to COMSOL Multiphysics 5.2a, 2016, <http://cdn.comsol.com/documentation/5.2.0.166/IntroductionToCOMSOLMultiphysics.pdf>, zuletzt geprüft am 16.10.2017.

modellierungen können durch beide Methoden abgebildet werden, werden aber aufgrund des Einflusses des Kontaktes auf das Materialverhalten im Rahmen dieser Arbeit durch die FE-Simulation abgebildet. In Abbildung 5-3 werden die Eingangs- und Ausgangsgrößen sowie die Teilsysteme, welche das Simulationsmodell abbildet, dargestellt. Als Eingangsgrößen dienen die Geometrie der Komponenten, die Bewegungsdaten der Maschine und die Materialdaten des Kupferlackdrahtes und der Wickelmaschinenkomponenten. Als Ausgangsgröße des Modells wird die Belastung des Drahtes bestimmt, welche über die herrschenden Lagerkräfte validiert wird. (A_Bold 2017, S. 45; A_Gassner 2018, S. 39)

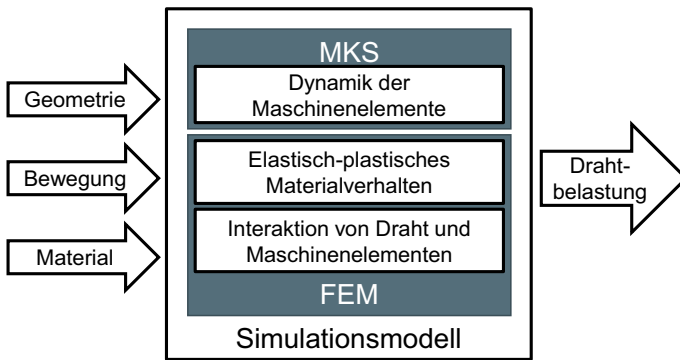
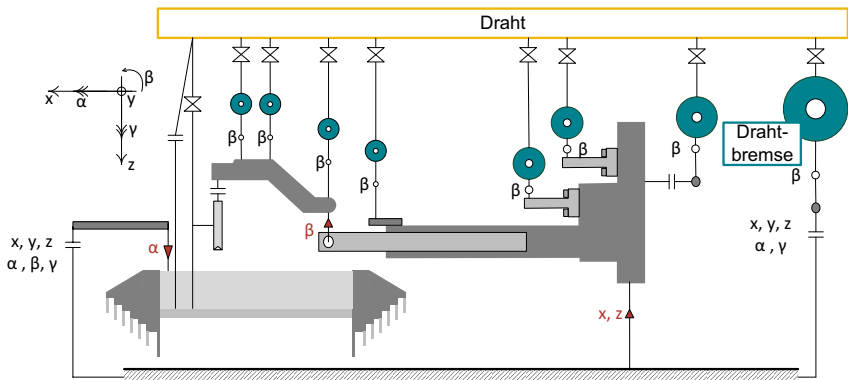


Abbildung 5-3: Aufbau des Simulationsmodells (eigene, übersetzte und erweiterte Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 45; A_Gassner 2018, S. 39; Hofmann & Bold et al. 2017))

Die Software COMSOL Multiphysics ist in der Lage, alle drei Teilsysteme zu vereinen, und wird daher als Simulationsumgebung für die numerische Modellierung ausgewählt. Zum Aufbau des Simulationsmodells müssen zunächst die Randbedingungen und Anforderungen an das Simulationsmodell, wie in Abbildung 5-4 zu sehen, in einem geometrischen Modell aufgebaut werden. Das aufzubauende Modell ist dabei nach (Wornle 2011, S. 197–200) ein räumliches Mehrkörpersystem. In dieser Darstellung werden alle Eigenschaften der Maschinenelemente, des Stators mit Wickelwerkzeugen und des Drahtes sowie die Eingangsparameter abgebildet. (A_Bold 2017, S. 59; Hofmann & Bold et al. 2017)

Im geometrischen Modell werden zunächst alle modellierten Körper (Nadel, Nadelträger, Nadelarm, Umlenkrollen, Bremsrad und Stator mit Wickelwerkzeugen) unabhängig

von ihren realen physikalischen Randbedingungen in Explosionsdarstellung abgebildet. Darauf aufbauend werden in einem definierten Koordinatensystem die physikalischen Randbedingungen zwischen den Körpern sowie den Körpern und der Umgebung eingefügt (bspw. feste Verbindung zwischen der Statorrotationsachse und der Umgebung oder Fixierung des Drahtes am Stator). Im nächsten Schritt werden die herrschenden Freiheitsgrade zwischen den Körpern im definierten Koordinatensystem eingezeichnet (Rotationsmöglichkeit des Stators um α und der Umlenkrollen um β). Im Anschluss daran werden kinematische Vorgaben, wie bspw. die Bewegung des Nadelarms entlang der Achsen x und z , eingetragen. Darauf aufbauend werden die herrschenden Kontakte (bspw. zwischen dem Draht und den Umlenkrollen) definiert und abschließend wird den einzelnen Komponenten eine Modellierung als Starrkörper bzw. als elastischer Körper zugewiesen.



Legende







		Randbedingungen mit festen Koordinaten		Freiheitsgrad		Kinematische Vorgaben		Kontakt		Starrkörper
Elastische Körper										

Abbildung 5-4: Geometrischer Aufbau des numerischen Prozessmodells (eigene, übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Bold et al. 2017))

Dabei dienen die Bewegung der Maschinenachsen in x - und z -Richtung sowie die zugehörigen Rotationswinkel des Nadelträgers und des Stators als kinematische Eingangsparameter analog zu Abschnitt 4.2.2.

5.1.1.2 Netzanalyse und Diskretisierung

Zum Aufbau des Simulationsmodells sind spezifische Annahmen und Vereinfachungen insbesondere im Netzaufbau zu treffen, um den Rechenaufwand zu minimieren. Nachfolgend werden diese Annahmen und Vereinfachungen erläutert.

Die Vernetzung der Bauteile erfolgt in COMSOL Multiphysics über finite Volumen, weshalb alle Körper mit einem Volumennetz dargestellt werden. Die Vernetzung der Bauteile wird dabei manuell und strukturiert vorgenommen. Das Oberflächennetz besteht aus gleichförmigen Vierecken und das Volumennetz aus Tetraedern. Wie in Abbildung 5-5 dargestellt, führt die manuelle Strukturierung des Netzes zu einer erheblichen Verringerung der Elementanzahl. Den Startpunkt der Vereinfachung stellt das in Abbildung 5-5(a) abgebildete, automatisch erstellte Netz von COMSOL Multiphysics dar. Im ersten Schritt von Abbildung 5-5(a) zu Abbildung 5-5(b) wird die Geometrie der Umlenkrollen vereinfacht, was zu einer Reduktion der Elementanzahl um 70,4% führt. Im zweiten Schritt wird die Querschnittsfläche der Umlenkrolle, wie in Abbildung 5-5(c) dargestellt, strukturiert vernetzt und entlang des Umfangs extrudiert, was wiederum zu einer Reduktion der Elementanzahl von 98,4% führt (vgl. Abbildung 5-5(d)). Der letzte Schritt der Reduktion (Abbildung 5-5(e)) um 57,1 % der Elemente führt zu einer letzten Vereinfachung, die zu einem Modellabbruch führt, da zwischen zwei Netzknoten, zwischen denen der Draht aufliegt, kein Kontakt mehr gebildet werden kann. Das Netz wird nach Abbildung 5-5(d) diskretisiert. (A_Bold 2017, S. 57)

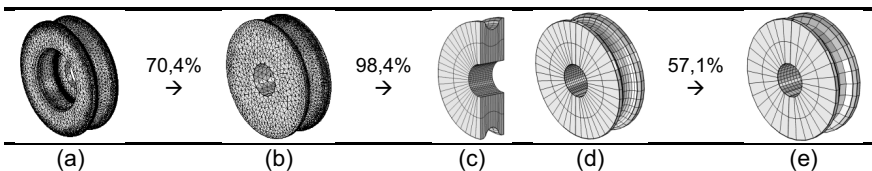


Abbildung 5-5: Systematische Reduktion der Elemente der Oberflächenvernetzung am Beispiel Umlenkrolle (A_Bold 2017, S. 57)

Analog zu den Umlenkrollen im System wird die Geometrie der Nadel vereinfacht. In ersten Simulationsstudien hat sich gezeigt, dass ein stark vereinfachter Radius beim Drahteinlass bei Winkeln nahe 90° zu Konvergenzproblemen bei der Berechnung führt. Daher wird der Winkel am Drahteinlass der Originalkontur (vgl. Abbildung 5-6(a)) angenähert. Außerdem wird der Innenraum der Nadel vereinfacht. Dies liegt darin begründet, dass bei Verwendung der Originalinnengeometrie ein Linienkontakt innerhalb der

Nadel zwischen Draht und Nadel herrscht. Dieser Linienkontakt erhöht den Rechenaufwand des Modells um ein Vielfaches im Vergleich zu Punktkontakten und führt zu Konvergenzproblemen. Aus diesem Grund wird die Innenkontur der Nadel, wie in Abbildung 5-6(b) dargestellt, auf eine Form mit zwei innenliegenden Stützstellen reduziert. Diese Vereinfachung kann unter der Annahme, dass der Draht durchgehend unter Spannung steht, getroffen werden.

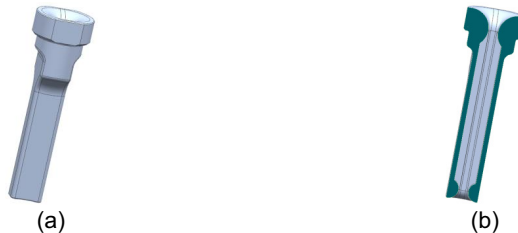


Abbildung 5-6: Vereinfachung der Innenkontur der Nadel durch die Reduktion auf zwei rotationssymmetrische Stützstellen (A_Gassner 2018, S. 44)

Bei der Vernetzung des Drahtes muss aufgrund der später notwendigen Kontaktmodellierung entsprechend der Softwaredokumentation¹⁶ darauf geachtet werden, dass das Netz des Ziels beziehungsweise des eindringenden Körpers beziehungsweise Slaves (Draht) mindestens doppelt so fein (aber kein geradzahliges Vielfaches) sein muss wie das Netz der Quelle, in die eingedrungen wird, beziehungsweise des Masters (Umlenkrolle), um nichtphysikalische Schwingungen des Kontaktdrucks zu vermeiden.

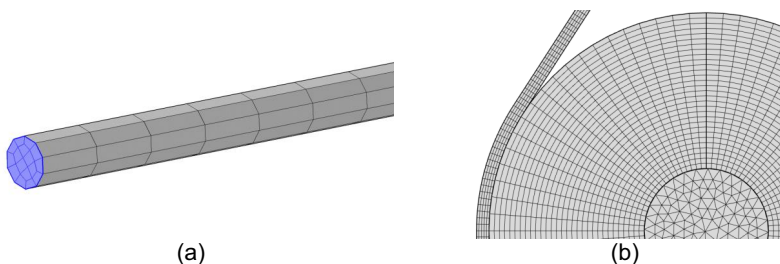


Abbildung 5-7: Strukturierte Vernetzung des Drahtes (a) (A_Bold 2017, S. 63) und Vergleich der Drahtvernetzung mit der Umlenkrollenvernetzung (b) (A_Gassner 2018, S. 54)

¹⁶ COMSOL Multiphysics Inc., 2017: Structural Mechanics Module User's Guide: Comsol 5.3a.

Die Vernetzung des Drahtes erfolgt ebenfalls strukturiert, wie in Abbildung 5-7(a) dargestellt. Um die Feinheit der Vernetzung aufzuzeigen, ist in Abbildung 5-7(b) ein Vergleich mit der Vernetzung der Umlenkrolle dargestellt.

Der Kupferlackdraht wird im Modell mit den charakteristischen Kenngrößen der Materialdaten für den Kupferlackdraht mit dem Durchmesser $d = 0,63\text{mm}$ aus dem Forschungsprojekt ProMoS analog zu (Komodromos & Löbbe et al. 2017) und (Komodromos & Tekkaya et al. 2018) modelliert. Für den Stator und die Wickelwerkzeuge werden nur die relevanten zu bewickelnden Nuten und Werkzeugkammern modelliert. Für die Bauteile wie Stator, Wickelwerkzeug, Nadel und Umlenkrollen werden Standardwerte für Stahl aus der Materialbibliothek von COMSOL Multiphysics angenommen. Mit den beschriebenen getroffenen Annahmen und Vereinfachungen wird das gekoppelte Simulationsmodell – wie in Abbildung 5-8 dargestellt – aufgebaut.

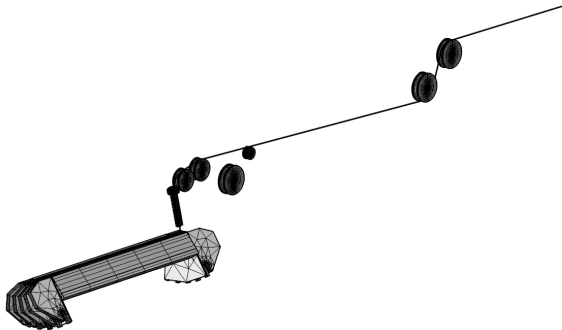


Abbildung 5-8: Darstellung des Aufbaus des numerischen Prozessmodells des Fünf-Achs-Nadelwickelns (A_Bold 2017, S. 65)

Um die Rechenzeit weiter zu reduzieren, wird das Simulationsmodell im nächsten Schritt in Submodelle analog zu Abschnitt 4.1 aufgebaut. Für jede der Einzelsimulationen der 16 Schritte kann somit ein eigenes Submodell aufgebaut werden, wobei nur die für den Prozessschritt relevanten Bauteile Element des Submodells sind.

5.1.1.3 Modellverifikation

Aufbauend auf der Netzdiskretisierung kann das Simulationsmodell zu einem gekoppelten FE- und MKS-Modell in COMSOL Multiphysics implementiert werden. Um gezielt Simulationen der 16 Submodelle durchführen zu können, werden jedoch zunächst die

drei Teilmodelle (Kinematik, elastisch-plastisches Materialverhalten, Kontaktmodellierung) einer gekoppelten Simulation, wie in Abbildung 5-3 dargestellt, in einfachen kleinen Modellen verifiziert, um sicherzustellen, dass die getroffenen Vereinfachungen immer noch zu realistischen Ergebnissen führen. Die zu verifizierenden Teilmodelle sind zum einen die Kinematik des Modells aus der Mehrkörpersimulation und zum anderen die Kontakt- und Materialmodellierung aus der Struktursimulation.

Für alle drei Teilmodelle werden einfache Simulationen aufgebaut und nur bezüglich der zu verifizierenden Größe ausgewertet. Zum einen wird ein kinematisches Modell aufgebaut, in dem nur die Bewegungen der Maschinenkomponenten betrachtet werden; der Draht ist als Element nicht implementiert. Zum anderen wird für die Kontaktmodellierung ein 1-Rollen-System modelliert, das mit dem Draht interagiert.

Teilmodell Kinematik des Nadelarms

Zur Verifikation des kinematischen Teilmodells des Nadelarms wird das Modell entsprechend des Topologieaufbaus und den Vereinfachungen aus den Abschnitten 4.1 und 5.1 in COMSOL Multiphysics aufgebaut. Die vorgegebene Wickeltrajektorie entspricht der analytischen Beschreibung aus Abschnitt 4.2, die Beschleunigungs- und Geschwindigkeitsprofile werden aus der Steuerung der NWS/S entnommen.

Zunächst wird eine visuelle Verifikation an allen relevanten Zwischenpunkten durchgeführt. Beispielhaft ist in Abbildung 5-9 der optische Vergleich der Realbewegung (Abbildung 5-9(a)) der Maschine mit den Modellbewegungen (Abbildung 5-9(b)) für den Verlegepunkt Rückseite dargestellt.

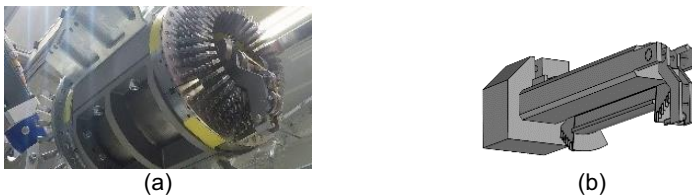


Abbildung 5-9: Visuelle Verifikation des kinematischen Teilmodells am Verlegepunkt Rückseite (A_Bold 2017, S. 52)

Eine genauere Untersuchung der Kinematik wird durch die Überlagerung der Eingangstrajektorie des Modells mit der final durch das Modell berechneten Trajektorie

durchgeführt. In Abbildung 5-10 ist beispielhaft der entstandene Fehler in Prozent aufgetragen, der durch die Interpolation von COMSOL Multiphysics bei der x-Position des Nadel-arms auftritt.

Der maximale Fehler im Teilmodell Kinematik des Nadelarms beträgt 6% (bei 18s Simulationszeit). Zu diesem Zeitpunkt schwenkt die Nadel um den Drahtaustrittspunkt. Der Fehler ist auf die Interpolation von COMSOL Multiphysics zurückzuführen, welche bewirkt, dass eine stetig differenzierbare Funktion zwischen Kurven mit unterschiedlichen Steigungen erstellt wird, um sanfte Übergänge zu ermöglichen und Schwingungsprobleme bei der Berechnung zu vermeiden. Dieser Fehler ist daher auf die Übergangsfunktion beschränkt, was die Peaks in Abbildung 5-10 darstellen. An jedem der Peaks findet eine Übergangsbewegung statt (bspw. Schwenken der Nadel), wodurch die x-Achse nicht mehr linear verfährt. Da sich die Fehler bzw. die dahinterliegenden Abweichungen der Bewegungstrajektorie innerhalb kürzester Zeit wieder zu null ergeben, sind diese annehmbar. Durch die Aufteilung des Modells in 16 Sub-Modelle wird der Fehler voraussichtlich vernachlässigbar klein, da die Übergangsbedingungen dann noch geringer werden. Das Teilmodell kann somit als verifiziert angenommen werden.

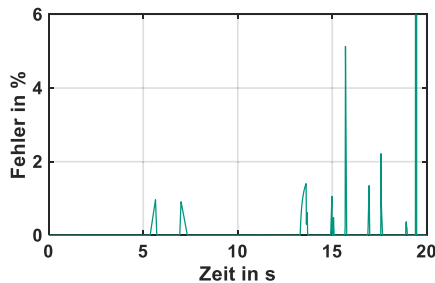


Abbildung 5-10: Darstellung des entstehenden Fehlers bei der Überlagerung der Eingangstrajektorie und der modellierten Trajektorie der x-Position des Nadelarms durch die Interpolation von COMSOL Multiphysics (A_Bold 2017, S. 53)

Teilmodell Kontaktmodellierung

Die Kontaktmodellierung kann in COMSOL Multiphysics über die Augmented-Lagrange-Methode oder über die Penalty-Methode abgebildet werden. Da die Penalty-Methode im Vergleich zur Augmented-Lagrange-Methode laut Softwaredokumentation

Vorteile im Bereich der Konvergenz zeigt, weil die Kontaktsteifigkeit über einen expliziten Wert angegeben oder über das Elastizitätsmodul und die Eindringtiefe berechnet werden kann, wird die Kontaktmodellierung durch diese abgebildet. (A_Bold 2017, S. 56–60)

Der Kontaktvorgang bei der Penalty-Methode zwischen einem Master-Körper und einem Slave-Körper ist in Abbildung 5-11 dargestellt. Der Penalty-Methode liegt zu grunde, dass ein statisches Gleichgewicht herrscht, wenn das Minimum der potentiellen Energie erreicht ist. Solange kein Kontakt vorliegt, muss die potentielle Energie minimal werden, um ein statisches Gleichgewicht zu erhalten. Tritt nun ein Kontakt zwischen einem Knoten und einer Fläche auf und der Knoten durchdringt die Fläche, dann wird eine Feder eingeführt, die der Durchdringung entgegenwirkt. Der Feder wird ein Penalty-Parameter zugeordnet, der auch als Federsteifigkeit interpretiert werden kann. Dieser Term aus der Federsteifigkeit und der Eindringtiefe g wird der potentiellen Energie bei Verletzung der Kontaktbedingungen hinzuaddiert. (Klein 2015, S. 182)

In COMSOL berechnet sich der Penalty-Faktor über das Elastizitätsmodul des eindringenden Materials, das mit der minimalen Netzgröße verrechnet und mit dem Abstand zwischen den Kontaktflächen multipliziert wird.

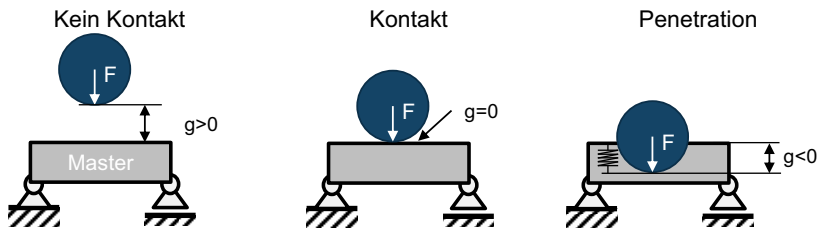


Abbildung 5-11: Kontaktbedingung der Penalty-Methode (eigene Darstellung nach (Klein 2015, S. 182))

Zur Überprüfung, ob die Vereinfachungen in der Vernetzung der Bauteile in Kombination mit der Penalty-Methode zu logischen Ergebnissen führen, wird ein einfaches Ersatzmodell aufgestellt, dessen Topologie in Abbildung 5-12 dargestellt ist.

In diesem Ersatzmodell wird ein Drahtende mit einer Kraft von 10 N beaufschlagt und das andere Drahtende mit einem Festlager in der Umgebung fixiert. Der Draht umschlingt die drehbar gelagerte Umlenkrolle mit einem Winkel von 90° . Der Kontakt zwischen Draht und Rolle ist aus genannten Gründen über die Penalty-Methode implementiert. Bei Beaufschlagung des Drahtes mit der Zugkraft legt sich der Draht um die

Rolle. Um Konvergenzprobleme zu vermeiden und die Rechenzeit zu minimieren, wird der Kontakt erst während der Simulation aufgebaut. Daher haben Draht und Umlenkrolle zu Beginn der Simulation einen Abstand von 0,5 mm. Das Modell wird analog zu existierenden Modellen aus dem Stand der Forschung (Sell-Le Blanc & Fleischer et al. 2014b) ohne Reibung zwischen Draht und Rolle implementiert. (A_Bold 2017, S. 60)

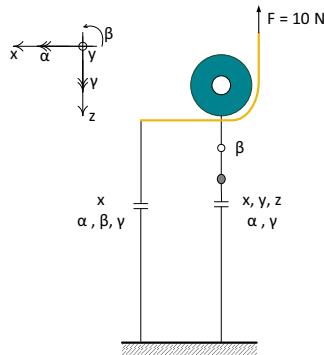


Abbildung 5-12: Topologie des Ersatzmodells zur Verifikation der Kontaktmodellierung (eigene Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 60))

Die Einfärbung in Abbildung 5-13a) zeigt die maximal auftretende von-Mises-Vergleichsspannung in Rot und die minimal auftretende Spannung in Blau. Die punktuellen Unterschiede entlang des anliegenden Drahtes resultieren aus der Diskretisierung des Drahtes zu einem Volumennetz, wodurch es zu unterschiedlichen Werten an den Knoten kommt. (A_Bold 2017, S. 61)

Die simulierten Lagerkräfte in x- und z-Richtung zeigen den erwarteten Wert von $\pm 10\text{N}$ nach einer kurzen Einschwingphase, welche durch das Eindringen des Drahtvolumens in das Umlenkrollenvolumen bedingt ist.

Die Eindringung des Drahtes in den Körper der Umlenkrolle über die Penalty-Methode kann über den minimalen Abstand zwischen der definierten Kontaktfläche auf dem Draht und der Umlenkrolle wie in Abbildung 5-14 dargestellt werden.

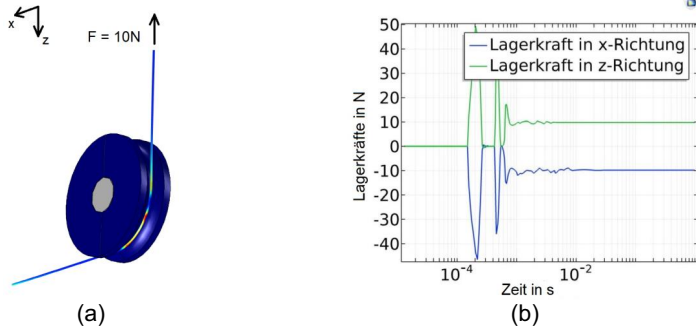


Abbildung 5-13: Falschfarbenbild des Ersatzmodells zur Verifikation der Kontaktmodellierung (a), Ergebnis der Lagerkräfte des Ersatzmodells zur Verifikation der Kontaktmodellierung (logarithmische Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 61; Hofmann & Bold et al. 2017))

Die kurze Einschwingphase zu Beginn der Zeiteinheit stellt neben den Schwingungen des Drahtes eben jenen Eindring-Vorgang dar, bis die Penalty-Methode wieder ein Gleichgewicht der potentiellen Energie hergestellt hat.

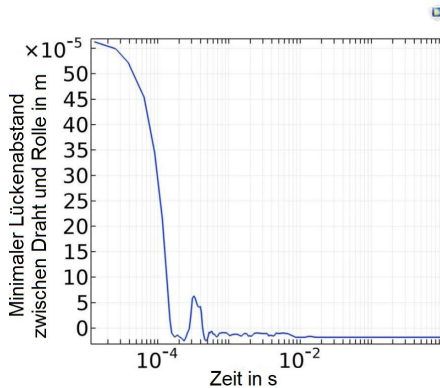


Abbildung 5-14: Abstand zwischen Draht und Umlenkrolle im Ersatzmodell zur Verifikation der Kontaktmodellierung (logarithmische Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 61))

Das Teilmodell der Kontaktmodellierung kann, wie in (Hofmann & Bold et al. 2017) beschrieben, als verifiziert angesehen werden.

Teilmodell Materialmodellierung

Das letzte zu verifizierende Teilmodell ist die Implementierung der Materialmodellierung des Drahtes. Durch das Hinzufügen einer weiteren softwarespezifischen Physik kann Körpern in COMSOL Multiphysics auch nicht-linear elastisch-plastisches Materialverhalten zugewiesen werden, die Rechenzeit wird dadurch jedoch stark erhöht. Daher wird bei dieser Verifikation geprüft, ob eine rein elastische Modellierung des Drahtes zulässig ist oder ob die deutlich komplexere nicht-lineare Rechnung angewendet werden muss.

Für die Verifikation des Materialmodells des Drahtes wird auf ein Ersatzmodell aus dem Linearwickeln zurückgegriffen, dessen Materialparameter in (Komodromos & Löbbe et al. 2017) erarbeitet wurden und die Grundlage für die Veröffentlichungen (Komodromos & Tekkaya et al. 2018; Hofmann & Komodromos et al. 2018) darstellten. Sie wurden im Rahmen des Projektes ProMoS erarbeitet.

Das im Rahmen der Masterarbeit von Yunlu Fan erarbeitete Ergebnis des Ersatzmodells ist in Abbildung 5-15 dargestellt. Es zeigt die Verformung des Kupferdrahtes mit einem Durchmesser von 1,18mm bei elastischer Materialmodellierung (vgl. Abbildung 5-15(a)) und plastischer Materialmodellierung (vgl. Abbildung 5-15(b)). Um für das elastische Materialmodell annähernd das von Kupferdraht zu erwartende Verhalten bei der Ablage um die Ecken zu erreichen, wird mit einer Zugkraft von 5000N gezogen. Das rechte Bild, auf dem sich der Draht wie erwartet verhält, ist mit der Normdrahtzugkraft für einen 1,18mm Draht von 60,6N entstanden. Wie in (Hofmann & Komodromos et al. 2018; Komodromos & Tekkaya et al. 2018) dargestellt, ist das eingesetzte Materialmodell für das Linearwickeln für verschiedene Drahtdurchmesser insbesondere hinsichtlich der Bauchigkeit einer Wicklung und dem Ablageverhalten des Drahtes an den Kanten validiert worden.

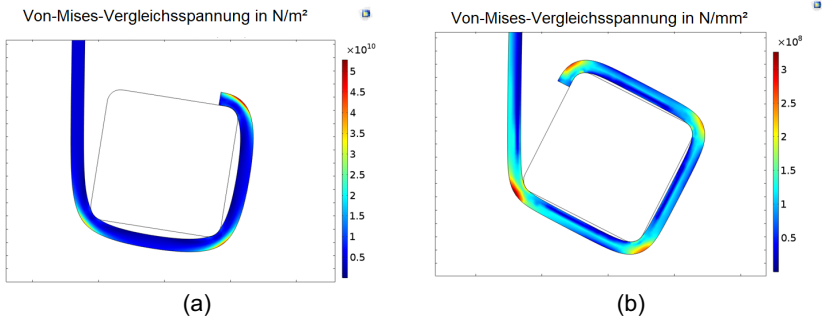


Abbildung 5-15: Verifikation der Materialzuweisung des Drahtes im Ersatzmodell der Materialmodellierung, elastische Materialmodellierung (a), nicht-linear-elastisch-plastische Materialmodellierung (b) (eigene Darstellung nach (A_Fan 2017, S. 52))

Bei der Implementierung des Drahtes wird mit dem deutlich komplexeren für das Line-arwickeln validierten nicht-linearen elastisch-plastischen Materialmodell gearbeitet.

Fazit:

Anhand von drei einfachen Teilmodellen wurden die Modellierung der Kinematik, die Kontaktmodellierung und die Materialmodellierung verifiziert.

5.1.2 Simulation der Lagerkraft bei konstanter Drahtzugkraft

Aufbauend auf den verifizierten Teilmodellen und unter den vorgestellten Annahmen kann nun für jeden Abschnitt entlang der Wickeltrajektorie ein eigenes gekoppeltes Simulationsmodell aufgebaut werden. Die Ergebnisse werden exemplarisch am Schritt $\omega \in [5,6]$ (Bewegung vom Sicherpunkt Rückseite zu Zwischenpunkt Rückseite) dargestellt.

Für die Implementierung des Modells wird der Draht zunächst analog zum Teilsystem „Kontaktmodellierung“ ohne Kontaktpunkte entlang der Umlenkrollen gelegt. Im ersten Schritt wird dann die Normdrahtzugkraft für einen Draht mit dem Durchmesser 0,63mm von 20N über eine Rampenfunktion innerhalb der ersten Sekunde der Simulation aufgebracht. (A_Gassner 2018, S. 49)

In Abbildung 5-16(a)-(d) sind die Ergebnisse des Bewegungsablaufs des Simulationsmodells (Umlenkrollen 5 und 6 sind nicht dargestellt) zu verschiedenen Simulationszeiten $t=0s$ bis $t=3s$ abgebildet.

Zwischen Abbildung 5-16(a) und Abbildung 5-16(b) wird die beschriebene Drahtzugkrafttrampe aufgebracht. Der Draht legt sich an die Umlenkrollen an und Kontaktpaare entstehen. Eine Bewegung findet zu diesem Zeitpunkt nicht statt. Ab dem Zeitpunkt $t=1s$ in Abbildung 5-16(b) beginnt die Verfahrbewegung der Nadel vom Sicherpunkt Rückseite zum Zwischenpunkt Rückseite.

Zum Zeitpunkt $t=2s$ (vgl. Abbildung 5-16(c)) ist ein neues Kontaktpaar zwischen dem Draht und der Nadel ausgebildet, da sich der Draht innerhalb der Nadel bewegt und dort zu fließen beginnt. Außerdem hat sich das Kontaktpaar zwischen Umlenkrolle 3 und dem Draht aufgelöst, was sich bei der nachfolgenden Auflösung der Lagerkräfte der Umlenkrollen bemerkbar macht.

Zum Zeitpunkt $t=3s$ (vgl. Abbildung 5-16(d)) ist der Zielzustand des Modells erreicht.

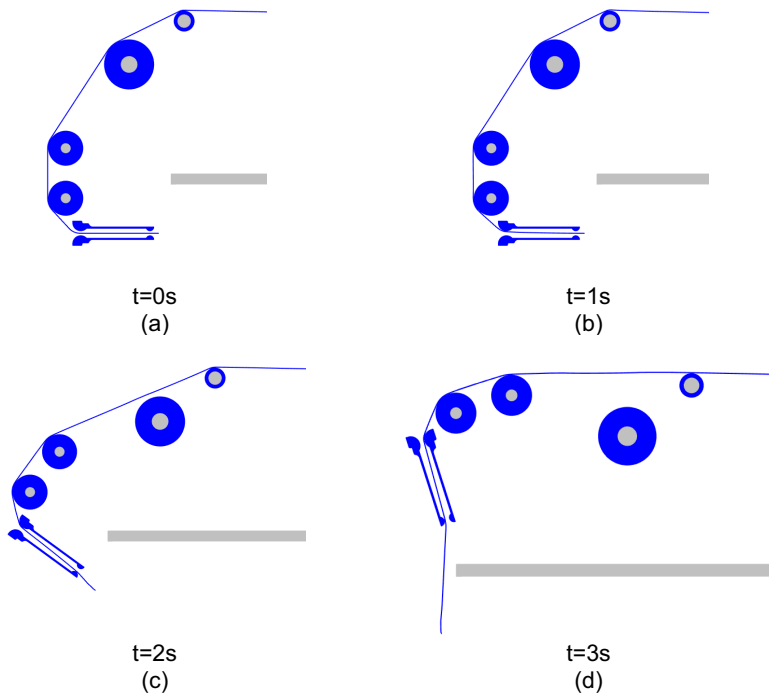


Abbildung 5-16: Darstellung des Simulationsverlaufes zu den Zeitpunkten $t=0s$ (a), $t=1s$ (b), $t=2s$ (c) und $t=3s$ (d) (A_Gassner 2018, S. 56–58)

In Abbildung 5-17 ist die Kontaktfläche zwischen Draht, Nadel und der ersten Umlenkrolle zum Zeitpunkt $t=1s$ dargestellt. An nicht in Kontakt stehenden Flächen liegen die von-Mises-Spannungen des Drahtes im Bereich der zuvor erwarteten Normalspannung von circa 70 MPa (Darstellung rechte Skala). An den Kontaktflächen sind diese höher, da es an diesen Stellen aufgrund der Überschreitung der Streckgrenze R_{es} zu plastischer Dehnung kommt. Die effektive plastische Dehnung wird in Abbildung 5-17 über Isolinien (vgl. Ausschnitt im violetten Kreis) veranschaulicht (Darstellung in linker Skala). Insbesondere im sehr stark beanspruchten Bereich des Nadelausgangs zeigen sich ein Fließen des Materials und eine plastische Deformation.

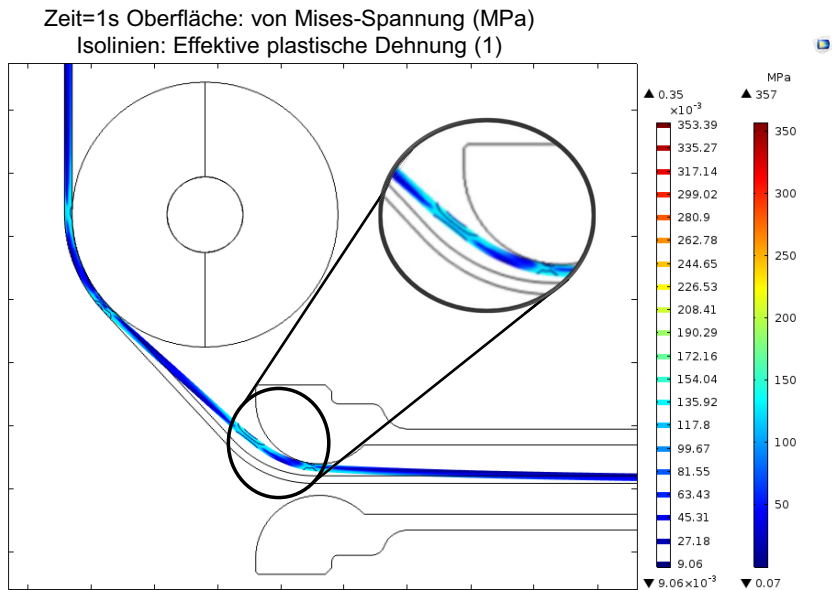
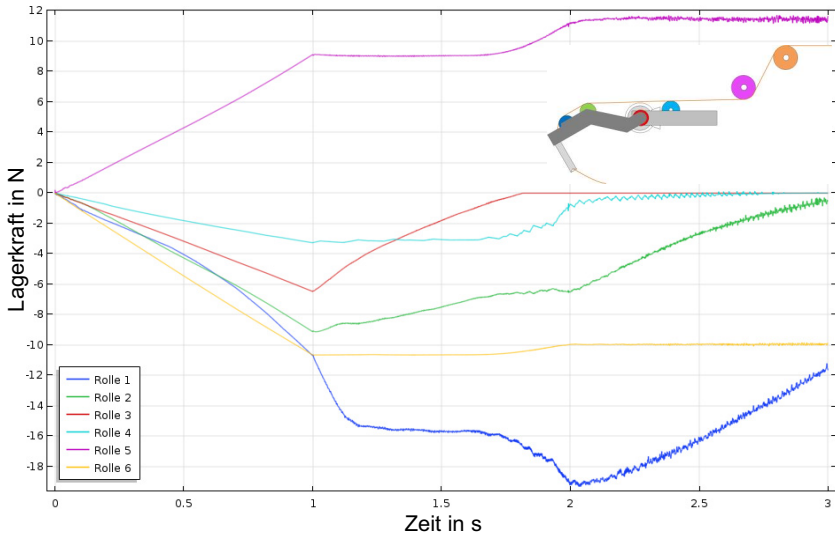
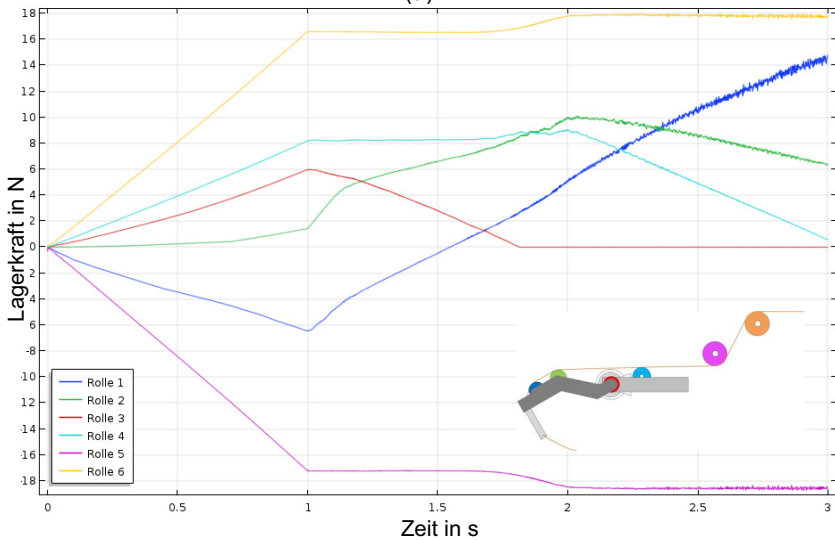


Abbildung 5-17: Spannungsverteilung an Nadel- und Rollenkontakt bei $t=1s$ (erweiterte Darstellung nach (A_Gassner 2018, S. 62))

Die Auswertung der Lagerkräfte an den Umlenkrollen in x- und z-Richtung ist in Abbildung 5-18 dargestellt. Dort sind die Lagerkräfte an allen Umlenkrollen bis zum Sensor (=Umlenkrolle 6) in unterschiedlichen Farben dargestellt. Zwischen dem Zeitpunkt $0 < t < 1$ wird die Drahtzugkraft von 20N an der Bremse über eine Rampenfunktion aufgebracht. Ab dem Zeitpunkt $t=1s$ beginnt die Bewegung des Schwenkens des Nadelarms (vergleiche Abbildung 5-16).



(a)



(b)

Abbildung 5-18: Ermittelte Lagerkräfte der Simulation in x-Richtung (a) und z-Richtung (b) (erweiterte Darstellung nach (A_Gassner 2018, S. 58–59))

Es ist deutlich zu erkennen, dass sich der Draht zunächst von Rolle drei (rote Kurve) und dann von Rolle 4 (hellblaue Kurve) löst und die Kraft an den Rollen auf null zurückgeht.

Die Validierung der Ergebnisse der Modellierung der Lagerkräfte wird anhand von Umlenkrolle 6 durchgeführt, da diese dem Sensor aus Abschnitt 4.3 entspricht und somit mit den Drahtzugkraftmessungen verglichen werden kann. Außerdem wird die Lagerkraft an Umlenkrolle 6 durch einen Vergleich mit der analytischen Bestimmung der Seilkraft durch Freischneiden der Umlenkrolle im statischen Fall verglichen.

Bei Annahme einer konstanten Drahtzugkraft von 20N ergibt sich die analytische Lösung der Lagerkraft durch den Freischnitt der Umlenkrolle 6 zu den Werten aus Tabelle 5-1. Die Gesamtlagerkraft berechnet sich über eine Vektoraddition.

Tabelle 5-1: Errechnete Lagerkräfte nach Freischnitt in Umlenkrolle 6 (A_Gassner 2018, S. 64)

x-Komponente	z-Komponente	Resultierende Kraft
-10,3N	17,49N	20,3N

Im Vergleich zu den analytischen Lösungen ergeben sich aus dem Simulationsmodell die Lagerkräfte an Umlenkrolle 6 in Abhängigkeit der Zeit zu den Werten in Tabelle 5-2:

Tabelle 5-2: Vergleich der simulierten Lagerkräfte mit der analytischen Lösung durch Freischnitt (A_Gassner 2018, S. 64)

Zeitpunkt Simulation	Lagerkraft Simulation in N			Abweichung zur analytischen Lösung in %		
	x-Komp.	z-Komp.	Result.	x-Komp.	z-Komp.	Result.
1s	-10,71	16,54	19,70	3,82	5,74	3,05
2s	-10,05	17,68	20,34	2,49	1,07	0,20
3s	-9,9	17,89	20,45	4,04	2,23	0,73

Die Ergebnisse zeigen, dass sich die Drahtzugkraft trotz konstanter Ein- und Austrittswinkel des Drahtes dynamisch ändert und ein Vergleich mit der statischen analytischen Lösung nur bedingt möglich ist. Der Vergleich mit der analytischen Lösung zeigt eine maximale Abweichung von 3,05% für den Fall $\omega \in [5,6]$.

Ein Vergleich mit den gemessenen Drahtzugkräften aus Abschnitt 4.3.3 ist nur bedingt möglich, da an der Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine diese nicht exakt einstellbar ist.

Das Moment am Bremsrad ist nur in % einstellbar. Die Versuche mit einem Bremsmoment von 15% entsprechen daher nicht den für die Simulation angewendeten 20N. Ein qualitativer Vergleich der Drahtzugkraftänderung ist allerdings möglich und in Tabelle 5-3 dargestellt. Über den Vergleich der Änderung der Drahtzugkraft zwischen zwei Zeiteinheiten wird deutlich, dass die Drahtzugkraftänderung von Zeitpunkt t=2s nach t=3s vergleichbar ist, die Änderung der Drahtzugkraft von Zeitpunkt t=1s nach t=2s allerdings stark abweicht. Dies ist damit zu begründen, dass bei der Simulation die Umlenkrollen erst durch den Beginn der Simulation in Bewegung gesetzt werden; in der Realität sind die Umlenkrollen jedoch durch die kontinuierliche Bewegung durchgehend in Bewegung und haben aufgrund Ihrer Trägheit einen Einfluss auf die Drahtzugkraftänderung. Ab Zeitpunkt t=2s sind die Umlenkrollen in Bewegung, was zeigt, dass die Ergebnisse ab diesem Zeitpunkt als valide angenommen werden können.

Tabelle 5-3: Vergleich der Änderung der Drahtzugkraft zwischen zwei Zeitpunkten von der simulierten mit der gemessenen Drahtzugkraft (Bremsmoment 15%)

Zeitpunkt	Gesamtlagerkraft 15% Bremsmoment	Änderung	Gesamtlagerkraft Simulation	Änderung
1s	14,5N		19,70N	
2s	17,0N	14,7%	20,34N	3,14%
3s	16,9N	-0,59%	20,45N	0,54%

Der Vergleich zwischen der analytischen und der simulierten Lösung macht deutlich, dass das Modell bei einer Beaufschlagung mit einer Drahtzugkraft von 20N bei einer maximalen Abweichung von 3,05% in der Gesamtkraft als validiert angesehen werden kann. Nimmt man den Vergleich mit den realen Messungen hinzu, wird deutlich, dass erst bei einem bewegten System die Kräfte als valide angenommen werden können und die maximale Abweichung hier sogar nur 0,73% beträgt.

Fazit:

Durch die Kombination einer FE- und Mehrkörpersimulation mit nicht-linearem Materialverhalten von Kupferlackdraht kann die herrschende Lagerkraft bestimmt werden und darüber die Drahtzugkraft am Ablageort über das Modell bestimmt werden.

5.1.3 Zusammenfassung der numerischen Prozessmodellierung

Im Rahmen dieses Abschnitts konnte die zweite Forschungsfrage nach der Modellierung der Drahtzugkraft beantwortet werden. Es wurde ein numerisches Prozessmodell aufgebaut, das es ermöglicht, die herrschende Lagerkraft am Ablageort und zur Validierung an einer Umlenkrolle bei einer Beaufschlagung mit einer konstanten Drahtzugkraft zu bestimmen. Dazu wurden zunächst einfache Teilmodelle aufgebaut, durch die es möglich ist, die Kinematik, die Kontaktmodellierung und das Materialverhalten zu verifizieren. Darauf aufbauend konnte ein vereinfachtes Modell mit strukturiertem Netz für die einzelnen Prozessschritte aufgebaut und im Vergleich zu einer analytischen Rechnung validiert werden.

5.2 Analytische Prozessmodellierung

Zur analytischen Modellierung der notwendigen Bremsraddrehung für das Wickeln einer Spule wird zunächst, aufbauend auf den Ergebnissen der Parametrierung der Wickeltrajektorie in Abschnitt 4.2.2, die freie Drahtlänge zwischen der Nadeldüse und dem Stator bestimmt. Daran anschließend werden die abgelegte Drahtmenge und schließlich die notwendige Bremsraddrehung, um diese Drahtmenge zur Verfügung zu stellen, modelliert. Auch die Bestimmung dieser Parameter kann geometrieunabhängig analytisch beschrieben werden. Eine Übersicht über die zu modellierenden Größen ist in Abbildung 5-19 gegeben.

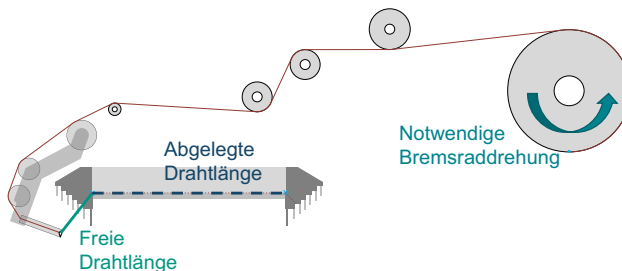


Abbildung 5-19: Übersicht der Teilsysteme des analytischen Prozessmodells

5.2.1 Analytische Modellierung der freien Drahtlänge

Zur Bestimmung der freien Drahtlänge zwischen dem Drahtaustrittspunkt aus der Nadel und dem jeweiligen Stützpunkt auf dem Stator oder Werkzeug, muss zunächst die Nadeldüse modelliert werden, um darauf aufbauend die Stützpunkte auf Stator, Werkzeug

und der Nadel zu definieren. Im Anschluss wird die Verlegung zwischen den Stützpunkten aufgezeigt. Dafür werden folgende Vereinfachungen nach (A_Lepold 2017, S. 19) angenommen:

1. Die geometrischen Elemente wie Stator, Wickelwerkzeuge und Nadel werden über Stützpunkte definiert.
2. Der Draht erfährt im Modell keinerlei plastische oder elastische Dehnung.
3. Der Durchmesser des Drahtes ist unendlich klein.
4. Die Biegung des Drahtes wird durch einen Knick an einer Kante vereinfacht.

Mit diesen Vereinfachungen kann das Modell systematisch aufgebaut werden.

5.2.1.1 Modellierung der Nadeldüse

Zur Bestimmung der freien Drahtlänge während des Wickelprozesses kann die Bewegung des Drahtes in der Nadeldüse nicht vernachlässigt werden. Die Düse ist mit Austrittsradien versehen und wird im Modell vereinfacht als Dreieck angenommen (vgl. Abbildung 5-20).

Der Draht verlässt die Düse abhängig von der Orientierung des Nadelträgers an Punkt A, B oder C. Die Umrechnung der Punkte erfolgt mit Hilfe der Transformationsmatrix ${}^{int}T^{Na}$ (Formel 4-3) und den Positionen $Pos_{N,A}$, $Pos_{N,B}$, $Pos_{N,C}$, nach Formeln 5-1, 5-2 und 5-3. Die Abmessungen sind in Abbildung 4-4 dargestellt. (A_Lepold 2017, S. 24)

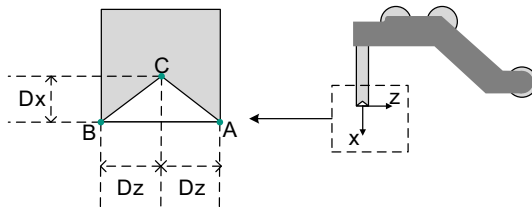


Abbildung 5-20: Modellierung der Nadeldüse (A_Lepold 2017, S. 24)

$$Pos_{N,A} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ Dz \end{bmatrix}_{Na} = \begin{bmatrix} Nx \cdot \cos Q + (Dz - Nz) \cdot \sin Q + Px \\ Py \\ -Nx \cdot \sin Q + (Dz - Nz) \cdot \cos Q + Pz \end{bmatrix}_{int} \quad 5-1$$

$$Pos_{N,B} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -Dz \end{bmatrix}_{Na} = \begin{bmatrix} Nx \cdot \cos Q - (Dz + Nz) \cdot \sin Q + Px \\ Py \\ -Nx \cdot \sin Q - (Dz + Nz) \cdot \cos Q + Pz \end{bmatrix}_{int} \quad 5-2$$

$$Pos_{N,C} = \begin{bmatrix} -Dx \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_{Na} = \begin{bmatrix} (-Dx + Nx) \cdot \cos Q - Nz \cdot \sin Q + Px \\ Py \\ (Dx - Nx) \cdot \sin Q - Nz \cdot \cos Q + Pz \end{bmatrix}_{int} \quad 5-3$$

5.2.1.2 Definition der Stützpunkte

Die freie Drahtlänge ist der Abstand zwischen zwei definierten Stützpunkten. Einer dieser Stützpunkte befindet sich am Austritt der Nadeldüse und ein zweiter je nach Lage der Wickeltrajektorie entweder auf dem Wickelwerkzeug oder auf dem Stator. Zur Bestimmung der freien Drahtlänge müssen die Stützpunkte daher für Stator, Wickelwerkzeug und Nadel definiert werden. (A_Lepold 2017, S. 24–25)

5.2.1.2.1 Definition der Statorstützpunkte

Die Statorstützpunkte werden anhand der Auflagepunkte des Drahtes auf dem Stator definiert. Die vier definierten Stützpunkte liegen jeweils an der Ein- bzw. Austrittskante der Nuten, in welche der Draht abgelegt wird. Die Lage der Stützpunkte ist in Abbildung 5-21 dargestellt und ist so definiert, dass ein Spulenumfang den geringstmöglichen Wert annimmt, analog zum Wickeln unter Drahtzugkraft. (A_Lepold 2017, S. 25)

Die Stützpunktpositionen hängen lediglich vom Drehwinkel der Statorachse (R-Achse) ab. Der Winkelunterschied zwischen den radialen Symmetrieachsen zweier benachbarter Nuten beträgt $2\pi/N$ (vgl. Darstellung einer Symmetrieachse, die durch den Mittelpunkt des Stators und den Mittelpunkt einer Nut verläuft, in Abbildung 5-21). Ist der Drehwinkel des Stators gleich null, zeigt die radiale Nutsymmetrieachse in Richtung der z-Achse des internen Koordinatensystems. Ein zusätzliches Hilfskoordinatensystem, dessen z-Achse in Richtung der Nutsymmetrieachse zeigt, wird eingeführt, um die Statorstützpunkte vektoriell bestimmen zu können (vgl. Abbildung 5-21).

Zur vektoriellen Bestimmung der Position der Statorstützpunkte ergibt sich die Transformationsmatrix zwischen internen und Hilfskoordinatensystemen durch eine Rotation um die x-Achse mit dem aktuellen Drehwinkel β der Nut-Symmetrieachse. Im Hilfskoordinatensystem berechnet sich die Position eines Stützpunktes nach Formel 5-4. (A_Lepold 2017, S. 26)

$$Stp_{St,Hilf} = \begin{bmatrix} Stp_{St,x} \\ Stp_{St,y} \\ Stp_{St,R} \end{bmatrix}_{Hilf} \quad 5-4$$

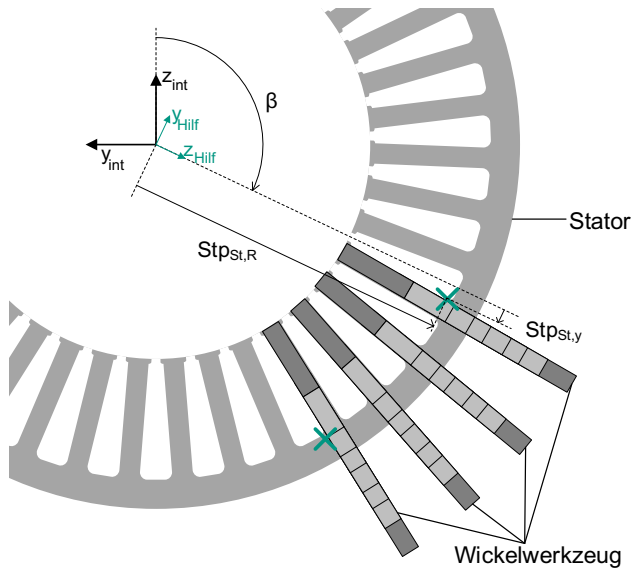


Abbildung 5-21: Geometrische Definition eines Statorstützpunktes (grün) (eigene, erweiterte und übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 25; Hofmann & Lepold et al. 2020))

Durch die Transformationsmatrix kann dieser Stützpunkt nach Formel 5-5 in das interne Koordinatensystem umgerechnet werden. Dabei bezeichnet $Stp_{St,x}$ die x-Koordinate des Statorstützpunktes und beträgt betragsmäßig eine halbe Statortiefe, abhängig davon, ob der Stützpunkt auf der Verschalt- oder Rückseite des Stators liegt. $Stp_{St,y}$ entspricht dem orthogonalen Abstand des Stützpunktes von der Nutsymmetrieachse (vgl. Abbildung 5-21) und $Stp_{St,R}$ definiert den radialen Abstand auf der Nutsymmetrieachse zur Rotationsachse R des Stators. (A_Lepold 2017, S. 26)

$$\begin{aligned}
 Stp_{St,int} &= {}^{int}T^{Hilf} \cdot Stp_{St,Hilf} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \beta & \sin \beta \\ 0 & -\sin \beta & \cos \beta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Stp_{St,x} \\ Stp_{St,y} \\ Stp_{St,R} \end{bmatrix}_{Hilf} \\
 &= \begin{bmatrix} Stp_{St,x} \\ \cos \beta \cdot Stp_{St,y} + \sin \beta \cdot Stp_{St,R} \\ -\sin \beta \cdot Stp_{St,y} + \cos \beta \cdot Stp_{St,R} \end{bmatrix}_{int}
 \end{aligned}
 \tag{5-5}$$

5.2.1.2.2 Definition der Werkzeugstützpunkte

Auf jedem Werkzeug zwischen den beiden zu bewickelnden Nuten sind zwei Stützpunkte in der jeweiligen Ebene definiert, da der Draht idealerweise auf zwei horizontalen Kanten aufliegt. Abbildung 5-22 zeigt eine Übersicht der Auflagepunkte am Werkzeug für eine Wicklung mit Spulenweite vier (entspricht drei übersprungenen Nuten). Da die Werkzeuge auf jeder Stirnseite der Statorzähne montiert sind, beträgt der Winkelunterschied zwischen zwei benachbarten radialen Werkzeugsymmetrieachsen $2\pi/N$. Die Winkeldifferenz zwischen einer radialen Werkzeugsymmetrieachse und einer benachbarten radialen Nutsymmetrieachse wird zu π/N berechnet. Analog zu den Statorstützpunkten sind die Werkzeugstützpunkte nur vom Drehwinkel β der Statorachse (R-Achse) abhängig. Für den aktuellen Drehwinkel β einer Werkzeugsymmetrieachse müssen der Winkelversatz und der Drehwinkel der R-Achse addiert werden. Dieser Drehwinkel wird mathematisch entsprechend des aktuellen Drehwinkels der Statorstützpunkte definiert. Die vektorielle Lage der Werkzeugauflegepunkte wird analog zu den Statorauflegepunkten nach Formel 5-6 berechnet. Die Bezeichnung der Punkte in x-, y- und R-Richtung ist dabei analog zu den Statorstützpunkten. (A_Lepold 2017, S. 27)

$$Stp_{w,int} = \begin{bmatrix} Stp_{w,x} \\ \cos \beta \cdot Stp_{w,y} + \sin \beta \cdot Stp_{w,R} \\ -\sin \beta \cdot Stp_{w,y} + \cos \beta \cdot Stp_{w,R} \end{bmatrix}_{int} \quad 5-6$$

Im Gegensatz zu den Statorstützpunkten wird bei den Werkzeugstützpunkten eine Bewegung des Drahtes entlang der horizontalen Werkzeugzahnkanten berücksichtigt (vgl. Abbildung 5-22). Damit ist der Wert des Stützpunktes $Stp_{w,x}$ um die Zahntiefe des Werkzeugs variabel. Eine Ausnahme bildet die erste Kante, die der Draht beim Drehen des Stators berührt. Hier wird der kleinstmögliche Abstand zur Stirnfläche des Stators in x-Richtung bestimmt, da der Draht an diesem ersten Auflagepunkt eine eindimensionale Biegung in x-Richtung aufweist. Die variablen Stützpunkte werden als dynamische und die unveränderlichen Stützpunkte als statische Stützpunkte bezeichnet. (A_Lepold 2017, S. 27)

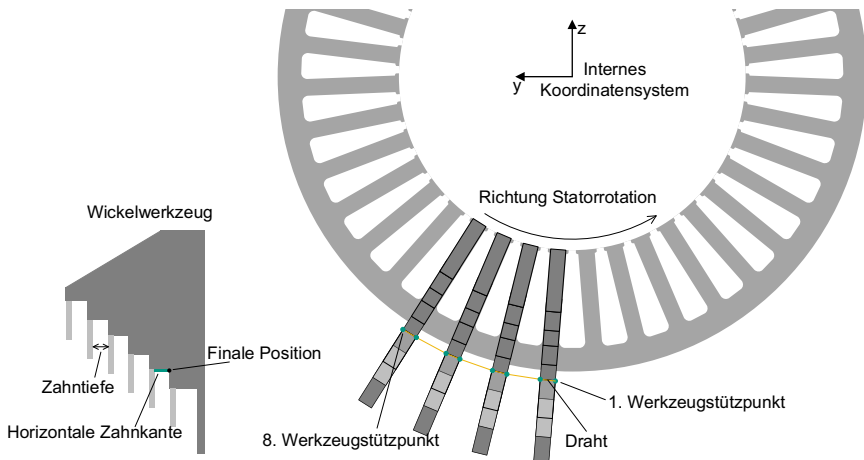


Abbildung 5-22: Definition der Werkzeugstützpunkte (erweiterte, übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 27; Hofmann & Lepold et al. 2020)

5.2.1.2.3 Definition der Nadeldüsenstützpunkte

Ein dynamischer Stützpunkt ist ebenfalls auf der Nadel definiert. Dieser entspricht dem aktuellen Punkt des Drahtes auf der Austrittskante AB (vgl. Abbildung 5-23)

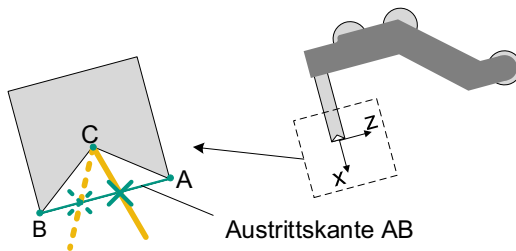


Abbildung 5-23: Definition der Nadeldüsenstützpunkte (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 28))

Die Punkte A und B sind als weitere statische Stützpunkte definiert. Da der Draht die Nadelführung an Punkt C verlässt, kann er auch als Stützpunkt definiert werden. Das Besondere an dieser Basis ist jedoch, dass sie ständig aktiv ist. Der Punkt C ist auch mitverantwortlich für die Position des aktuellen Kontaktpunktes auf dem dynamischen Stützpunkt. Die freie Drahtlänge wird durch die Punkte A und B und die Austrittskante

AB bestimmt. Die aktuelle Position des Kontaktpunktes an der Austrittskante wird über die Parametrierung mit der Variable τ festgelegt (vgl. Formel 5-7). (A_Lepold 2017, S. 28)

$$Stp_{N,dyn} = \tau \cdot POS_{N,A} + (1 - \tau) \cdot POS_{N,B} \quad 5-7$$

Fazit:

Die Stützpunkte auf Stator, Wickelwerkzeug und Nadel wurden definiert. Sie lassen sich in statische und dynamische Stützpunkte unterteilen.

5.2.1.3 Drahtablage entlang der Stützpunkte auf dem Stator

Die Drahtverlegung auf dem Stator beginnt, sobald der Draht die finale Position am letzten Werkzeugauflegepunkt erreicht hat, und endet mit dem Beginn der Statorrotation. In diesem Abschnitt wird der Zusammenhang zwischen dem Wechsel eines aktiven Stützpunktes am Stator näher betrachtet. Im Allgemeinen ändert sich der aktive Stützpunkt am Stator (zunächst grüner Stützpunkt in Abbildung 5-24), sobald der Draht den neuen Stützpunkt (violetter Stützpunkt in Abbildung 5-24) berührt. Vektoruell bedeutet dies, dass der neue Stützpunkt die Gerade zwischen den alten aktiven Stützpunkten berührt (vgl. Abbildung 5-24).

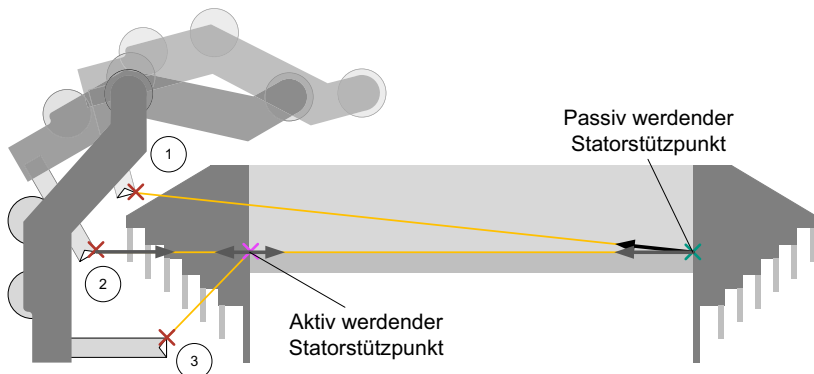


Abbildung 5-24: Bedingung zum Ändern des aktiven Statorstützpunktes (erweiterte, übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 29; Hofmann & Lepold et al. 2020))

Der Vektor zwischen den bisherigen aktiven Stützpunkten und der Vektor zwischen den folgenden aktiven Stützpunkten weist also in die gleiche Richtung. Das bedeutet, dass

es eine lineare Abhängigkeit gibt, über die der Wechsel des aktiven Stützpunktes bestimmt wird. (A_Lepold 2017, S. 29)

5.2.1.4 Drahtablage entlang der Stützpunkte auf dem Wickelwerkzeug

Die Drahtverlegung auf dem Werkzeug beginnt mit der Statorrotation und endet, sobald der Draht die finale Position am letzten dynamischen Werkzeugauflagepunkt erreicht hat. Bei der Verlegung des Drahtes wird davon ausgegangen, dass der auf die y-z-Ebene projizierte Draht idealerweise entlang einer Kreisbahn um die Werkzeugauflegepunkte liegt (vgl. Abbildung 5-25). (A_Lepold 2017, S. 33)

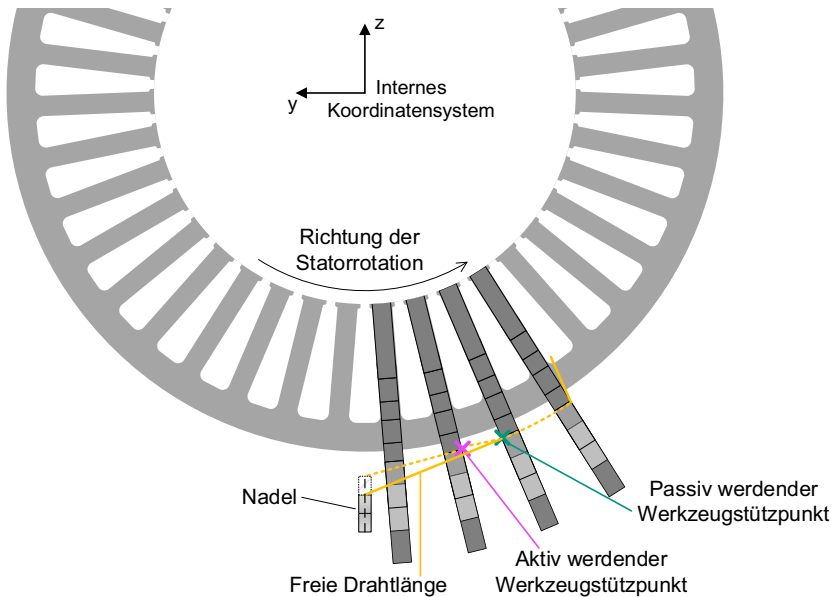


Abbildung 5-25: Drahtablage auf dem Wickelwerkzeug (eigene, übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 33; Hofmann & Lepold et al. 2020))

Die Verfahrensbewegung entlang dieser Kreisbahn beginnt, sobald der Vektor den Kreis vom ersten aktiven Werkzeugauflegepunkt bis zur Nadeldüse berührt. Der Draht verlässt den Kreis immer tangential in Richtung des Kontaktpunktes des Drahtes an der Nadeldüse. Ein Werkzeugauflegepunkt wird somit aktiv, sobald die Tangente zur Nadeldüse diesen berührt. Dabei steht der Vektor zwischen dem aktuellen Nadelstütz-

punkt und dem Werkzeugstützpunkt senkrecht zum Vektor zwischen dem Werkzeugstützpunkt und der Kreismitte. Das Skalarprodukt dieser beiden Vektoren ist Null, so dass der Mittelpunkt des Kreises dem Ursprung des internen Koordinatensystems entspricht.

5.2.2 Modellierung der zur Verfügung zu stellenden Drahtmenge

Zur Implementierung der Drahtzugkraftreglung wird die Lage der Achse des Bremsrades in Abhängigkeit der Lage der Wickeltrajektorie geregelt. Dazu muss die Lage des Bremsrades bestimmt werden, um die notwendige abzulegende Drahtmenge bereitstellen zu können. Das bestehende Modell wird daher um die drahtführenden Elemente jenseits der Nadel, also das Umlenkrollensystem, als zweites Teilsystem erweitert.

Wie in Abbildung 5-26 dargestellt, verläuft der Draht vom bereits bekannten und definierten Nadelstützpunkt C je nach Stellung des Nadelträgers (hier dargestellt 3 Winkel-lagen) über bis zu 7 verschiedene Rollen. Auch in diesem Teilsystem werden verschiedene Vereinfachungen angenommen. Neben der weiterhin bestehenden Annahme, dass der Drahtdurchmesser unendlich klein ist, wird die obere Öffnung der Nadel als Punkt vereinfacht, welcher als Nadelstützpunkt D definiert wird. Das Rollensystem wird insgesamt als zweidimensional modelliert, da sich das System nicht in Richtung der y-Achse bewegt. Die Rollen und das Bremsrad werden als Kreise modelliert, die der Draht immer tangential verlässt und berührt. Zwischen den Rollen wird angenommen, dass der Draht nicht durchhängt und somit der Verlauf des Drahtes zwischen zwei Rollen-Berührungspunkten linear ist. Um die Rollen verläuft der Draht entlang eines idealen Kreisbogens. (A_Lepold 2017, S. 42)

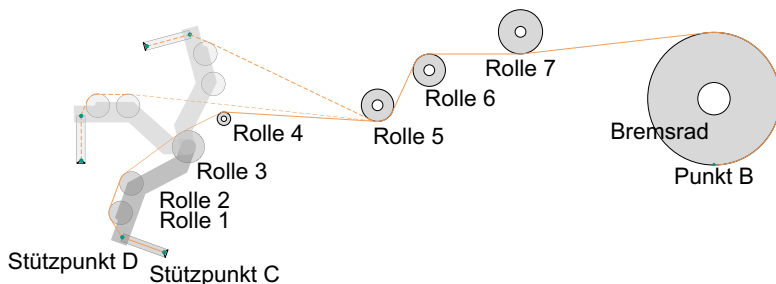


Abbildung 5-26: Modellierung des zweiten Teilsystems (eigene, Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 42; Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))

5.2.2.1 Geometrische Beschreibung des Umlenkrollensystems

Da alle Rollen des Umlenkrollensystems auf dem Nadelarm der Maschine befestigt sind und somit von dessen Position abhängig sind, wird ein weiteres Koordinatensystem zur Beschreibung der Rollenmittelpunkte eingeführt, welches im Mittelpunkt von Rolle 3 sitzt und somit das Verbindungselement zwischen Nadelarm und Nadelträger darstellt. Der Ursprung dieses Koordinatensystems ist dabei derselbe wie der des Nadelträgerkoordinatensystems (vgl. Abbildung 4-4), allerdings rotiert das neu definierte Koordinatensystem nicht mit der Rotation des Nadelträgers. Die Rollenmittelpunkte der einzelnen Rollen werden jeweils durch zwei Koordinaten beschrieben, wobei die Rolle i (vgl. Abbildung 5-27) nach Formel 5-8 dabei die Koordinaten (x_i, z_i) und den Radius r_i besitzt. Der Stützpunkt D wird durch die Koordinaten (x_0, z_0) definiert. Da die Rollen 1 und 2 sowie der Stützpunkt D auf dem schwenkbaren Nadelträger sitzen, hängt deren Lage auch von der Rotation des Nadelträgers Q ab. Für einen Drehwinkel von $Q = 0$ werden die Koordinaten der Rollen eins und zwei sowie des Stützpunktes D zu (x_{0i}, z_{0i}) definiert. (A_Lepold 2017, S. 43)

$$(x_i, z_i) = (\cos Q \cdot x_{0i} + \sin Q \cdot z_{0i}, \cos Q \cdot z_{0i} - \sin Q \cdot x_{0i}) \quad 5-8$$

Die Koordinaten des Bremsrades sind unabhängig von der Bewegung der Maschine und werden durch die Koordinaten (x_B, y_B, z_B) im internen Koordinatensystem beschrieben, der Radius ist zu r_B definiert. Da das Bremsrad nicht in der Symmetrieebene des Stators liegen muss, wird es im dreidimensionalen Raum definiert.

Zur geometrischen Beschreibung des Drahtes auf dem Umlenkrollensystem müssen die tangentialen Berührungspunkte des Drahtes auf den Umlenkrollen bestimmt werden. Ein solcher Berührungspunkt wird, wie in Abbildung 5-27 dargestellt, eindeutig durch den Winkel γ beschrieben. (A_Lepold 2017, S. 43)

Wie in Abbildung 5-27 zu erkennen, gibt es auf jeder Rolle zwei tangentiale Berührungspunkte, zwischen denen der Draht auf einer Kreisbahn auf der Umlenkrolle liegt. Die dafür relevanten Winkel sind dabei so definiert, dass i die jeweilige Rolle bezeichnet. Beginnend beim Bremsrad, verlässt der Draht dieses über den Winkel $\gamma_{2,B}$ und wird dann über den Winkel $\gamma_{1,7}$ zu Rolle 7 geführt.

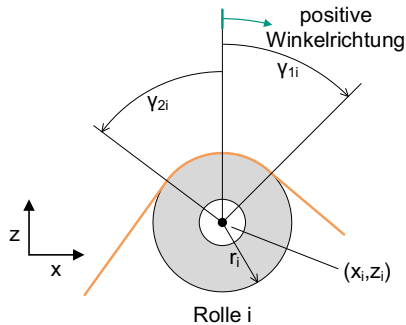


Abbildung 5-27: Beschreibung der Berührungspunkte auf einer Umlenkrolle (eigene Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 43))

Im gesamten Umlenkrollensystem gibt es insgesamt drei verschiedene Tangenten zwischen zwei Berührungspunkten (vgl. die Fallunterscheidungen Typ 1, Typ 2 und Typ 3 in Abbildung 5-28). Für jede dieser Tangenten muss der Abstand d_{ik} zwischen zwei Berührungspunkten benachbarter Rollen berechnet werden. Der Index k bezeichnet die nachfolgende Rolle, jedoch kann in diesem Fall $k \neq n + 1$ gelten, da aufgrund der Rotation des Nadelträgers beispielsweise Rolle zwei auf Rolle eins oder auch Rolle vier folgen kann. Zusätzlich werden die Winkel γ der Berührungspunkte berechnet.

Typ 1 bezeichnet beispielsweise die Berührungspunkte zwischen Rolle 6 und Rolle 7. Typ 2 bezeichnet die Beziehung zwischen Rolle 5 und Rolle 6. Typ 3 ist beispielsweise die Beziehung zwischen Rolle 1 und Rolle 2, falls der Nadelträger entsprechend rotiert ist und der Draht auf beiden Rollen aufliegt.

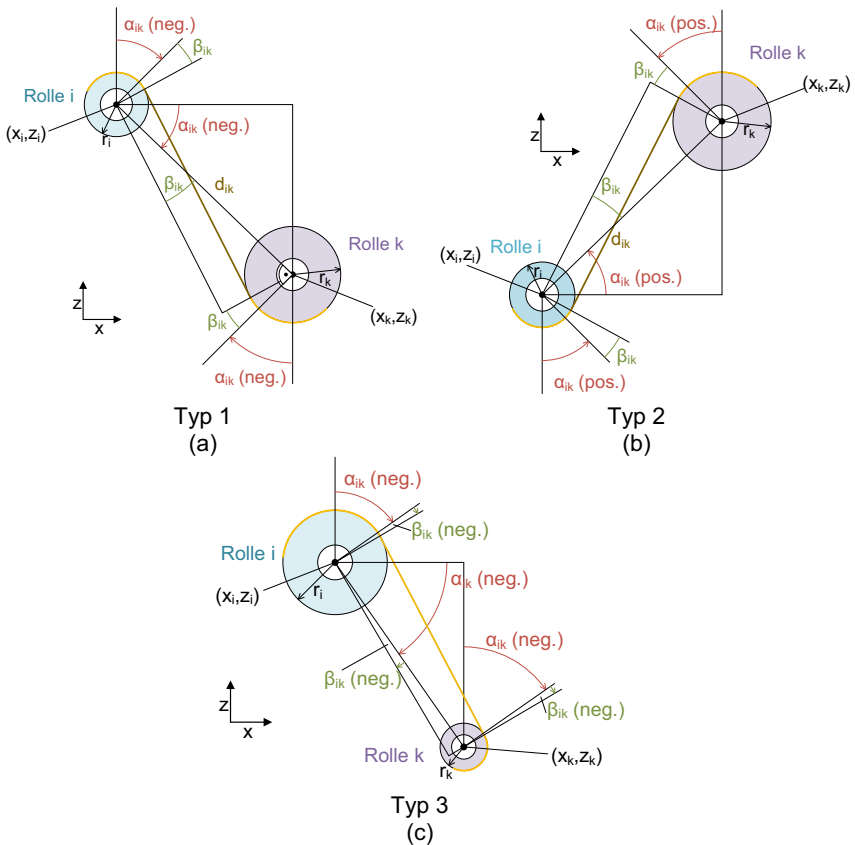


Abbildung 5-28: Beschreibung der geometrischen Beziehungen zwischen zwei Rollen (eigene, übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 44–45; Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))

Zunächst soll der Abstand d_{ik} zwischen zwei Berührungspunkten bestimmt werden. Die Berechnung weicht in Typ 3 von der Berechnung für Typ 1 und Typ 2 ab, da im erstgenannten Fall der Draht die Rollen jeweils auf der gleichen Seite verlässt bzw. auf diese auftritt. Der Abstand d_{ik} berechnet sich somit nach Formel 5-9 abhängig vom Typ. (A_Lepold 2017, S. 44–46)

$$d_{ik} = \begin{cases} \sqrt{(x_k - x_i)^2 + (z_k - z_i)^2 - (r_k + r_i)^2} & \text{Typ 1, 2} \\ \sqrt{(x_k - x_i)^2 + (z_k - z_i)^2 - (r_k - r_i)^2} & \text{Typ 3} \end{cases} \quad 5-9$$

Zur Berechnung des Winkels γ müssen zunächst die Hilfswinkel α und β (vgl. Abbildung 5-28) berechnet werden. Der Winkel α berechnet sich dabei für alle Verbindungstypen nach Formel 5-10.

$$\alpha_{ik} = \tan^{-1} \left(\frac{z_k - z_i}{x_k - x_i} \right) \quad 5-10$$

Der Winkel β ist je nach Verbindungstyp zwischen zwei Rollen nach Formel 5-11 fallabhängig.

$$\beta_{ik} = \begin{cases} \sin^{-1} \left(\frac{r_i + r_k}{\sqrt{(z_k - z_i)^2 + (x_k - x_i)^2}} \right), \text{Typ } a, b \\ \sin^{-1} \left(\frac{r_k - r_i}{\sqrt{(z_k - z_i)^2 + (x_k - x_i)^2}} \right), \text{Typ } c \end{cases} \quad 5-11$$

Aus den Hilfswinkeln α und β lassen sich jetzt die Winkel γ_{2k} und γ_{1i} nach Formel 5-12 und Formel 5-13 berechnen.

$$\gamma_{2k} = \begin{cases} \pi - \alpha_{ik} + \beta_{ik} & \text{Typ 1} \\ -\alpha_{ik} - \beta_{ik} & \text{Typ 2} \\ -\alpha_{ik} - \beta_{ik} & \text{Typ 3} \end{cases} \quad 5-12$$

$$\gamma_{1i} = \begin{cases} -\alpha_{ik} + \beta_{ik} & \text{Typ 1} \\ \pi - (\alpha_{ik} + \beta_{ik}) & \text{Typ 2} \\ -\alpha_{ik} - \beta_{ik} & \text{Typ 3} \end{cases} \quad 5-13$$

Da sich der Nadelträger auf dem Nadelarm wiederum bewegen kann, ist der Abstand zwischen dem Stützpunkt D auf der Nadel und einer der Rollen 1 und 4 abhängig vom Drehwinkel Q des Nadelträgers. Zur Berechnung des Berührungspunktes der Tangente zwischen einer der Rollen und dem Stützpunkt D muss der Radius r_i gleich null gesetzt werden und müssen die Formeln 5-9 bis 5-13 angewendet werden. Während des Schwenkprozesses der Q-Achse kann es dazu kommen, dass die x-Koordinate der Rolle 1 kleiner als die des Stützpunktes D wird ($x_1 < x_0$). In diesem Fall berechnet sich der Winkel α_{01} nach Formel 5-14. Für den Fall, dass $x_1 = x_0$ gilt, beträgt der Winkel $\alpha_{01} = \pi/2$. (A_Lepold 2017, S. 46)

$$\alpha_{01} = \pi + \arctan \left(\frac{z_1 - z_0}{x_1 - x_0} \right) \quad 5-14$$

5.2.2.2 Modellierung der Drahtmenge im Umlenkrollensystem

Die Drahtmenge im Umlenkrollensystem berechnet sich aus den Berührungspunkten und kann in einen vom Drehwinkel Q abhängigen und einen von Q unabhängigen Teil aufgeteilt werden. Dabei besteht der von Q unabhängige Teil zum einen aus der Drahtlänge d_{CD} zwischen Stützpunkt C und Stützpunkt D sowie zum anderem aus der Drahtlänge zwischen Rolle 5 und dem Bremsrad. Dabei ergeben sich die Winkel γ der Berührungspunkte aus den verschiedenen beschriebenen Tangenten-Typen. Auf dem Bremsrad wird die Drahtlänge im Kreisbogen bis zum Punkt B mit dem Winkel $\gamma_{1B} = \pi$ berechnet. Für die Länge d_{7B} müssen die Koordinaten des Mittelpunktes der Rolle 7 ins interne Koordinatensystem umgerechnet werden. Für den Abstand d_{7B} muss zusätzlich die Abweichung in y -Richtung betrachtet werden, da die Bremsräder nicht in derselben Ebene wie der Nadelarm liegen. Der Abstand d_{7B} berechnet sich nach Formel 5-15. (A_Lepold 2017, S. 47)

$$d_{7B} = \sqrt{(x_B - x_7 - P_x)^2 + (z_B - z_7 - P_z)^2 - (r_B + r_z)^2 + (y_B - P_y)^2} \quad 5-15$$

Insgesamt ergibt sich für den ersten Teil der Drahtlänge Formel 5-16. (A_Lepold 2017, S. 47)

$$l_{unabh} = d_{56} + (\gamma_{16} - \gamma_{26}) \cdot r_6 + d_{67} + (\gamma_{27} - \gamma_{17}) \cdot r_7 + d_{7B} + (\gamma_{1B} - \gamma_{2B}) \cdot r_B + d_{CD} \quad 5-16$$

Die vom Winkel Q abhängige Drahtlänge wird für jeden der fünf möglichen Drahtverläufe (vgl. Abbildung 5-29) bestimmt.

So ergeben sich die abhängigen Drahtlängen nach Formel 5-17 bis Formel 5-21. (A_Lepold 2017, S. 48)

$$l_{abh,1} = d_{01} + (\gamma_{11} - \gamma_{21}) \cdot r_1 + d_{12} + (\gamma_{12} - \gamma_{22}) \cdot r_2 + d_{23} + (\gamma_{13} - \gamma_{23}) \cdot r_3 + d_{34} + (\gamma_{14} - \gamma_{24}) \cdot r_4 + d_{45} + (\gamma_{25} - \gamma_{15}) \cdot r_5 \quad 5-17$$

$$l_{abh,2} = d_{01} + (\gamma_{11} - \gamma_{21}) \cdot r_1 + d_{12} + (\gamma_{12} - \gamma_{22}) \cdot r_2 + d_{24} + (\gamma_{14} - \gamma_{24}) \cdot r_4 + d_{45} + (\gamma_{25} - \gamma_{15}) \cdot r_5 \quad 5-18$$

$$l_{abh,3} = d_{01} + (\gamma_{11} - \gamma_{21}) \cdot r_1 + d_{12} + (\gamma_{12} - \gamma_{22}) \cdot r_2 + d_{25} + (\gamma_{25} - \gamma_{15}) \cdot r_5 \quad 5-19$$

$$l_{abh,4} = d_{01} + (\gamma_{11} - \gamma_{21}) \cdot r_1 + d_{15} + (\gamma_{25} - \gamma_{15}) \cdot r_5 \quad 5-20$$

$$l_{abh,5} = d_{05} + (\gamma_{25} - \gamma_{15}) \cdot r_5$$

5-21

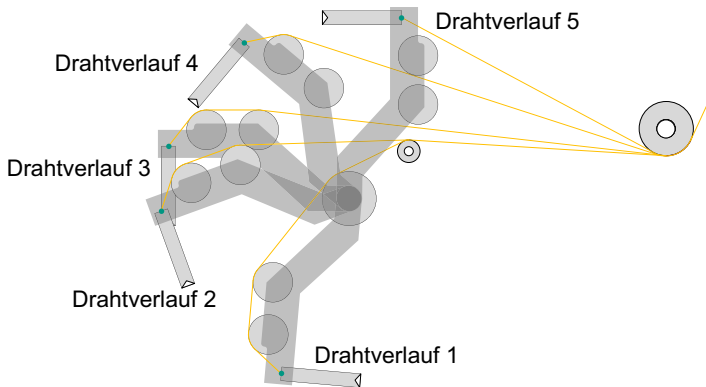


Abbildung 5-29: Darstellung der Drahtverläufe in Abhängigkeit des Winkels Q (eigene, erweiterte und übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 46; Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))

Die gesamte Drahtlänge vom Nadel-Stützpunkt D bis zum Punkt B auf dem Bremsrad ergibt sich somit aus der Summe der unabhängigen und abhängigen Drahtlängen. (A_Lepold 2017, S. 48)

Fazit:

Die notwendige Drahtmenge im Teilsystem der Umlenkrollen kann rein parametrisch beschrieben werden.

5.2.3 Anpassung der analytischen Modellierung an eine zweite Statorgeometrie

Im Rahmen des Projektes NeWwire wurde das Rollensystem der Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine geändert. In den Untersuchungen der Bachelorarbeit von Cornelius Schmid (A_Schmid 2019) wurde daher die Übertragbarkeit des analytischen Modells auf die zweite Geometrie untersucht.

Die wesentlichen Änderungen sind der Nadelträger und die auf ihm sitzenden Rollen. So ist auf dem Nadelträger nur noch eine im Umfang deutlich größere Umlenkrolle (Radius von Umlenkrolle 1 ist um 118% größer als im ProLemo-System) und nicht wie

vorher zwei kleinere Rollen. Um die Benennung der Rollen im Modell vergleichbarer zu machen, wird bei der Übertragung der Modelle auf die NeWwire Geometrie auf Rolle 2 verzichtet, da die weiteren Rollen zwar teilweise andere Abmessungen haben, aber ab Rolle 6 die Geometrie dieselbe ist. Die Unterschiede sind in Tabelle 5-4 prozentual beschrieben. Es zeigt sich, dass insbesondere Rolle 1 und Rolle 5 sowohl von ihren x- und z-Werten als auch im Radius stark verändert wurden. Auch die Nadel ist deutlich verändert, da sie darauf ausgelegt ist, mit bis zu 10 Drähten parallel wickeln zu können.

Tabelle 5-4: Übersicht über die Geometrie- und Positionsunterschiede der Rollensysteme ProLemo und NeWwire (A_Schmid 2019, S. 27)

Rollenbezeichnung	Unterschied ProLemo - NeWwire	
Rolle 1	x_1	+18,42%
	z_1	-20,25%
	r_1	+118,18%
Rolle 2	x_2	Nicht vorhanden
	z_2	Nicht vorhanden
	r_2	Nicht vorhanden
Rolle 3	x_3	0,00%
	z_3	0,00%
	r_3	-20,00%
Rolle 4	x_4	-2,72%
	z_4	+7,24%
	r_4	0,00%
Rolle 5	x_5	-14,59%
	z_5	+43,65%
	r_5	+56,67%
Rolle 6 (=Sensor)	x_6	0,00%
	z_6	0,00%
	r_6	0,00%
Rolle 7	x_7	0,00%
	z_7	0,00%
	r_7	0,00%
Bremsrad	x_B	0,00%
	z_B	0,00%
	r_B	0,00%
Nadelstützpunkt D	$x_{D,0}$	-87,97%
	$z_{D,0}$	-6,0%
Nadellänge	d_{CD}	+20,27%

Für die Modellierung müssen daher die Drahtlängen im Rollensystem angepasst und die Übergangsbedingungen beim Schwenken der Nadel neu definiert werden (vgl. Abbildung 5-29 vs. Abbildung 5-30).

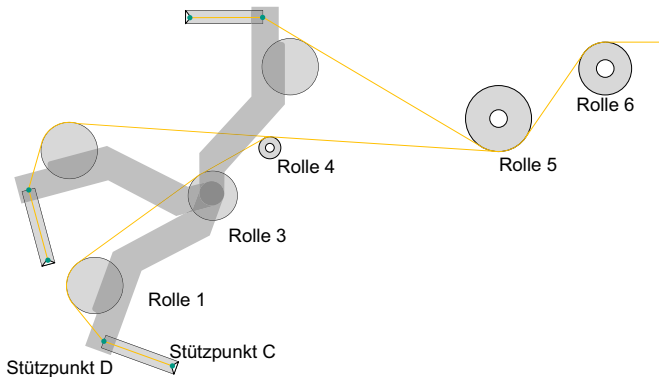


Abbildung 5-30: Übergangsbedingungen beim Schwenken der Nadel der NeWire Geometrie

5.2.4 Ergebnis der analytischen Modellierung

Die Modellierung, wie in den Abschnitten 5.2.1 und 0 beschrieben, wurde im Rahmen der Arbeit von (A_Lepold 2017) in der Software Maple 2017 umgesetzt. Die Ergebnisse dieser Modellierung sowie deren Validierung werden im Folgenden dargestellt. Dafür wurden die Parameterwerte der Stator-, Werkzeug und Wickelmaschinengeometrie aus dem Projekt ProLemo eingesetzt. Die Ergebnisse der Modellierung anhand der NeWire Geometrie sind im Anhang dargestellt.

5.2.4.1 Bestimmung der freien Drahtlänge entlang der Wickeltrajektorie

Die freie Drahtlänge entlang der Wickeltrajektorie wird durch das Einsetzen der Parameterwerte berechnet. Der berechnete Verlauf der freien Drahtlänge in Abhängigkeit des Parameters ω ist in Abbildung 5-31 dargestellt.

Dort sind insbesondere die beiden starken charakteristischen Anstiege der freien Drahtlänge zwischen den Schritten $0 < \omega < 1$ und $7 < \omega < 8$ zu erkennen, was den beiden Durchfahrten entspricht. Ein weiterer deutlich zu erkennender Punkt ist die Fahrt zum Sicherpunkt auf beiden Statorseiten ($4 < \omega < 5$ und $12 < \omega < 13$). Dort ist die Ablage des Drahtes von Werkzeug zu Werkzeug durch das absteigende Treppenmuster zu erkennen.

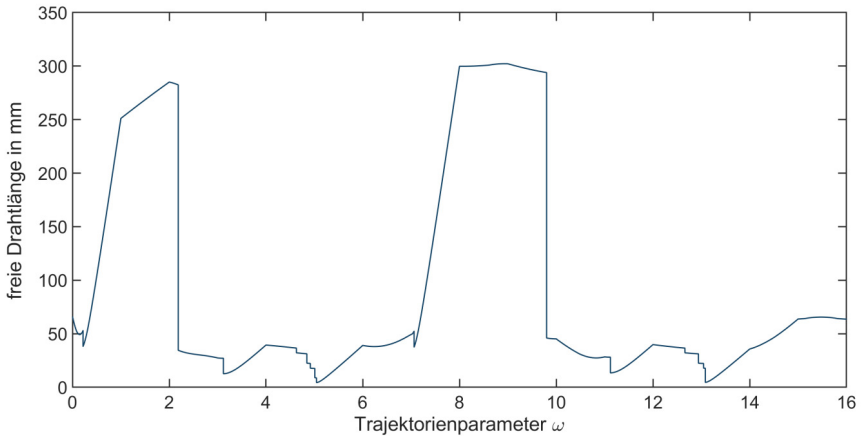


Abbildung 5-31: Darstellung des berechneten Verlaufs der freien Drahtlänge in Abhängigkeit des Trajektorienparameters ω (eigene Darstellung nach der Berechnung von (A_Lepold 2017))

Zur Validierung dieser Berechnung werden Wickelversuche durchgeführt. Zur Auswertung der Versuche wurde zu jedem Prozessschritt ω der aktuelle Wert der freien Drahtlänge aufgenommen. Dafür wurden Markierungen am Drahtauslasspunkt der Nadel vorgenommen. Der Auflagepunkt an Stator und Werkzeugen konnte eindeutig durch die Biegung des Drahtes identifiziert werden (vgl. Abbildung 5-32(a)). Die markierten Abschnitte auf dem Draht wurden daran anschließend getrennt und separat gerichtet. Die gerichteten Drahtstücke wurden einzeln mit einem Messschieber vermessen (vgl. Abbildung 5-32(b)).

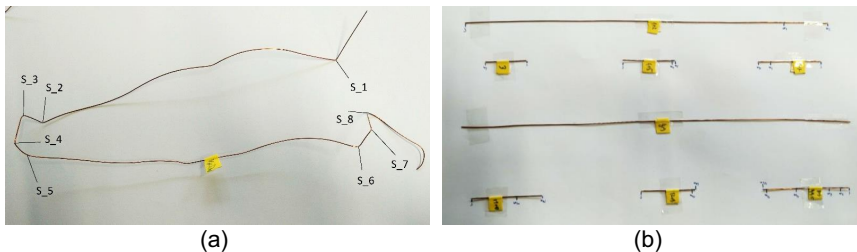


Abbildung 5-32: Abgewickelte Windung (a), gerichtete Drahtstücke zur Vermessung (b)

Es ist bei dieser Auswertung nicht möglich, die freie Drahtlänge im Zeitraum zwischen zwei Anfahrpunkten, bei denen sich die freie Drahtlänge ändert (bspw. zum Zeitpunkt $4 < \omega < 5$ oder zum Zeitpunkt $9 < \omega < 10$), zu messen. Es wird jedoch angenommen, dass bei einem Nachweis der Validität der Punkte $\omega = 0..16$ eine Plausibilitätsprüfung der Zwischenwerte ausreichend ist. Zusätzlich wird angenommen, dass der Einfluss der Dehnung des Drahtes vernachlässigbar klein ist.

Die Ergebnisse der Validierungsmessungen sind in Tabelle 5-5 dargestellt. Es wurden insgesamt zehn Versuche durchgeführt, bei denen zu jedem Zeitpunkt ω der Drahtaustrittspunkt an der Nadel markiert wurde. Der Ablagepunkt des Drahtes zu diesem Zeitpunkt auf dem Stator bzw. Werkzeug kann nach dem Abwickeln der Spule durch die entstandene Biegung zurückverfolgt werden. Der Drahtdurchmesser beträgt 0,63mm (mit Isolationsgrad 2: 0,67mm). Die Ergebnisse der zehn Versuche werden zur Auswertung gemittelt, um Fehler, die beim Trennen oder Richten des Drahtes entstehen, auszugleichen.

Die maximale Abweichung des Mittelwerts der Versuche zwischen dem Modell und den Messungen beträgt bei den Schritten $\omega = 5$ und $\omega = 13$ bis zu 54,51%. Dieser Fehler ist in der Modellierung des Drahtes bei der Ablage auf dem Werkzeug begründet. Im Modell liegt der Draht zu den genannten Zeitpunkten auf dem letzten der Werkzeugstützpunkte ab. In der Realität liegt der Draht jedoch immer auf dem ersten Werkzeugstützpunkt. Daher wird eine Anpassung vorgenommen, welche die bereits abgelegte Drahtlänge zu diesem Zeitpunkt mit einbezieht. Durch diese Anpassung beträgt die maximale Abweichung des Modells 12,04%, was zu diesem Zeitpunkt ($\omega = 14$) einer Abweichung von 5,06mm entspricht. Um eine Aussage über die Validität des Modells und der Eignung als Grundlage für die Erstellung der Kurventabellen durchführen zu können, ist die Vorhersage der abgelegten und damit der zu fördernden Drahtmenge entscheidend, was im Folgenden Abschnitt durchgeführt wird.

Tabelle 5-5: Ergebnis der Validierungsmessungen der freien Drahtlänge für ProLemo in Werkzeugebene 2

ω	1	2	3	4	5	6	7	8
Mittelwert Versuchsreihe [mm]	251,49	286,86	30,93	40,813	38,69	39,624	48,617	300,19
Standardabweichung [mm]	0,637	0,558	0,708	0,762	0,493	0,536	0,702	0,538
Modell [mm]	251	285,07	27,4	39,44	17,6	39,1	49,35	299,82
Modell nach Anpassung [mm]					35,19			
Diff. [mm]	-0,35	-1,79	-3,53	-1,37	-21,09	-0,52	0,73	-0,37
Diff. nach Anpassung [mm]					-3,5			
Diff. [%]	-0,14	-0,62	-11,41	-3,36	-54,51	-1,32	1,51	-0,12
Diff. nach Anpassung [%]					-9,05			

ω	9	10	11	12	13	14	15	16
Mittelwert Versuchsreihe [mm]	310,43	49,683	31,264	36,599	39,838	40,798	66,635	64,151
Standardabweichung [mm]	0,982	0,526	1,088	1,152	0,375	0,896	0,398	0,748
Modell [mm]	302,16	45,22	28,39	39,85	22,3	35,74	63,75	63,62
Modell nach Anpassung [mm]					35,45			
Diff. [mm]	-8,27	-4,46	-2,87	3,25	-17,54	-5,06	-2,88	-0,53
Diff. nach Anpassung [mm]					-4,39			
Diff. [%]	-2,66	-8,98	-9,19	8,88	-44,02	-12,40	-4,33	-0,83
Diff. nach Anpassung [%]					-11,01			

5.2.4.2 Analyse der abgelegten Drahtmenge entlang der Wickeltrajektorie

Auch die abgelegte Drahtlänge wird entlang der Wickeltrajektorie durch den Einsatz der Parameterwerte bestimmt. Für die Validierung dieses Modells werden insgesamt zehn

Wickelversuche durchgeführt. Diese werden in der zweiten Werkzeugebene abgelegt. Der Drahtdurchmesser beträgt 0,63mm (mit Isolationsgrad 2: 0,67mm). Bei allen Versuchen wird eine Spule (bzw. eine Windung) gewickelt. Zur Auswertung der abgelegten Drahtlänge wird die gewickelte Spule zum anschließenden Vermessen nachträglich aus dem Stator entfernt; zu diesem Zweck sind die Biegepunkte an den Kanten vorab markiert worden. Zur Auswertung der Längen wurden die Drahtstücke an den Biegepunkten getrennt und dann einzeln gerichtet, um ein anschließendes Vermessen mit einem Messschieber möglich zu machen. Die Ergebnisse dieser Versuche und der Vergleich mit den Modelldaten sind in Tabelle 5-6 dargestellt. Die beschriebenen Abschnitte (a-h) bezeichnen folgende Drahtstücke:

- a) Drahtlänge zwischen Statorstützpunkt Verschaltseite und Statorstützpunkt Rückseite
- b) Drahtlänge zwischen Statorstützpunkt Rückseite und erstem Werkzeugstützpunkt Rückseite
- c) Drahtlänge zwischen den Werkzeugstützpunkten Rückseite
- d) Drahtlänge zwischen letztem Werkzeugstützpunkt Rückseite und Statorstützpunkt Rückseite
- e) Drahtlänge zwischen Statorstützpunkt Rückseite und Statorstützpunkt Verschaltseite
- f) Drahtlänge zwischen Statorstützpunkt Verschaltseite und erstem Werkzeugstützpunkt Verschaltseite
- g) Drahtlänge zwischen Werkzeugstützpunkten Verschaltseite
- h) Drahtlänge zwischen letztem Werkzeugstützpunkt Verschaltseite und Statorstützpunkt Verschaltseite

Tabelle 5-6: Validierung der abgelegten Drahtlänge der ProLemo Geometrie

Strecke:	a	b	c	d	e	f	g	h	Ges.
Modell [mm]	247,36	14,90	30,84	14,65	247,37	14,89	30,84	15,27	616,12
Mittelwert Versuch [mm]	248,67	15,47	31,11	15,93	248,86	15,57	31,10	16,13	622,83
Standardabweichung [mm]	0,439	0,375	0,386	0,347	0,541	0,219	0,291	0,401	0,547
Diff. [mm]	1,31	0,57	0,27	1,28	1,49	0,68	0,26	0,86	6,71
Diff. [%]	0,52	3,69	0,86	8,01	0,60	4,39	0,83	5,31	1,08

Die prozentuale Abweichung zwischen dem Modell und dem Mittelwert der Versuche in der Gesamtlänge beträgt 1,08%, was einer Länge von 6,71mm entspricht. Werden die einzelnen Drahtabschnitte miteinander verglichen, liegt die maximale Abweichung bei 8,01% – da es sich hierbei jedoch um den kleinstmöglichen Drahtabschnitt handelt, entspricht dies einem realen Wert von 1,28mm. Der Unterschied zwischen Modell und Messungen lässt sich vor allem durch die Annahmen begründen, dass das Umbiegen an den Kanten im Modell als idealer Knick beschrieben wird und dass der Drahtdurchmesser im Modell unendlich klein ist. Da es in der Realität im Gegensatz zum Modell zu einer Biegung um einen Radius kommt (Annahme im Modell als Knick), kann die Abweichung erklärt werden. Dass insbesondere die kurzen Drahtstücke b, d, f und h große prozentuale Abweichungen aufweisen, ist damit zu begründen, dass hier bei einem fehlerhaften Trennen der abgelegten Drahtmenge die Auswirkung auf das Ergebnis der Länge des Drahtstückes viel größer ist. Mit der geringen Abweichung in der Gesamtlänge ist dies jedoch ausgeglichen – der Fehler wird auf andere Drahtabschnitte übertragen bzw. durch diese teilweise wieder ausgeglichen. Das Modell zur Berechnung der abgelegten Drahtmenge kann, wie in (Hofmann & Lepold et al. 2020) veröffentlicht, als valide angenommen werden.

Fazit:

Die Modelle für die freie Drahtlänge und die abgelegte Drahtmenge konnten in Versuchsreihen validiert werden. Das aufgestellte analytische Prozessmodell kann für die Berechnung des Drehwinkels der Bremse angewendet werden.

5.2.4.3 Berechnung der Bremsraddrehung zur Freigabe der notwendigen Drahtmenge

Durch die Validierung der beiden Teilmodelle der abgelegten Drahtlänge und der freien Drahtlänge kann das analytische Modell im Gesamten als valide angenommen und die notwendige Bremsraddrehung zur Freigabe der Drahtmenge bestimmt werden.

Das Ergebnis der Modellierung des Bremsradwinkels ist in Abbildung 5-33 dargestellt. Die Bremsraddrehung berechnet sich über den Radius des Bremsrades und die notwendige zu fördernde Drahtmenge. Die Modellierung dient als Grundlage zur Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung, da sie die Basis für die Bewegung der Bremse entlang des Trajektorienparameters ω ist.

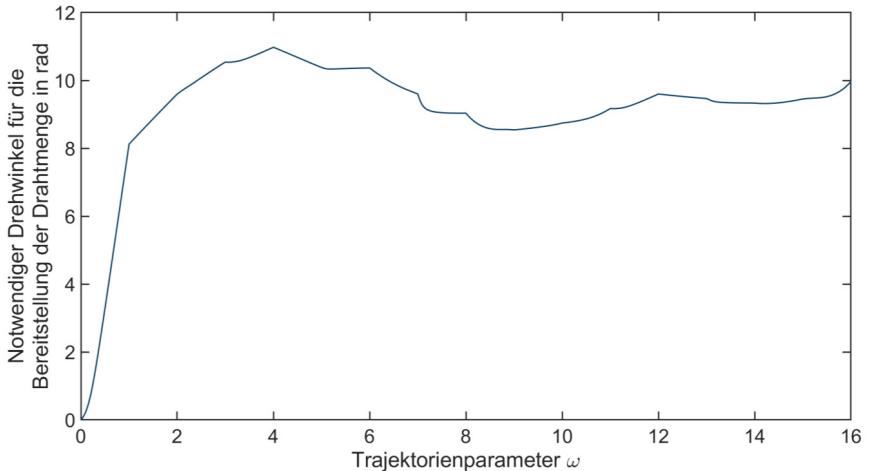


Abbildung 5-33: Ergebnis der Modellierung der Bremsraddrehung zur Freigabe der notwendigen Drahtmenge (eigene Darstellung nach der Berechnung von (A_Lepold 2017))

5.2.5 Zusammenfassung der analytischen Prozessmodellierung

Im Rahmen dieses Abschnitts konnte die dritte Forschungsfrage nach der Modellierung der Bremsraddrehung positiv beantwortet werden. Es wurde eine analytische Prozessmodellierung des Fünf-Achs-Nadelwickelprozesses dargestellt und validiert. Dafür wurden zunächst die Koordinatensysteme festgelegt und die Elemente des Systems über Stützpunkte definiert. Darauf aufbauend wurden die freie Drahtlänge und die abgelegte Drahtlänge modelliert und der Ansatz validiert. Durch die Validierung der beiden Teilmodelle kann das analytische Modell im Gesamten als valide angenommen werden und die im Modell berechnete notwendige Bremsraddrehung als Grundlage für die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung verwendet werden.

6 Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung mithilfe einer durchgehenden CAE-Prozesskette

Ziel dieses Kapitels ist die Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung mithilfe einer durchgehenden CAE-Prozesskette, wie in Abbildung 6-1 dargestellt.

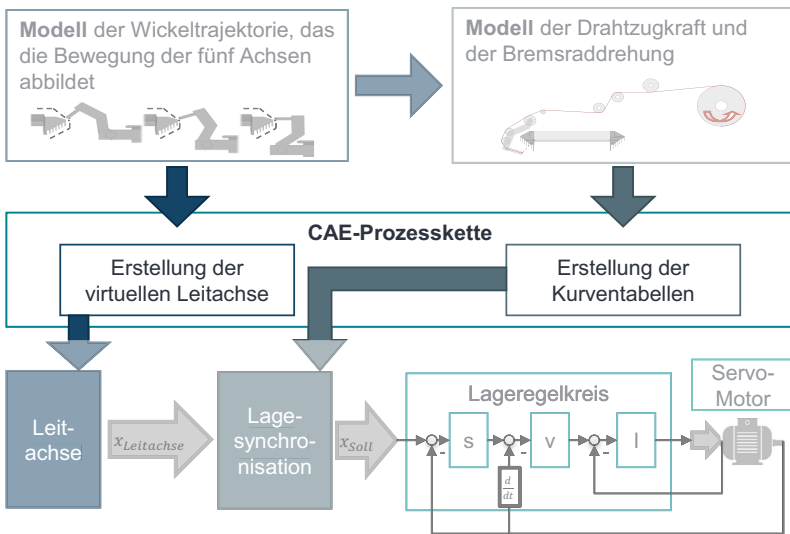


Abbildung 6-1: Einordnung des Kapitels 6 im Gesamtzusammenhang

Diese Art der Regelung zeigte beim Linearwickeln insbesondere für hohe Geschwindigkeiten ein äußerst großes Potential. (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019) Für eine zukünftige Industrialisierung des Fünf-Achs-Nadelwickelns ist es daher unabdingbar, die Grundlagen für die Implementierung einer solchen Regelung zu schaffen, da die Maschine auch für Hochgeschwindigkeitsanwendungen ausgelegt wird.

Die Grundlagen für die Drahtzugkraftregelung entlang der Wickeltrajektorie sind durch die Prozessmodellierung gegeben. Für die Umsetzung der Regelung wird zunächst der künstlich erzeugte Trajektorienparameter ω (vgl. Modellierung in Abschnitt 4.2) als vir-

tuelle Leitachse in die Steuerungsarchitektur der Aumann Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine implementiert. Auch diese Implementierung wird zunächst vollständig parametrisiert und geometrieunabhängig durchgeführt. Die Implementierung der virtuellen Leitachse wurde in der Bachelorarbeit von Thomas Schüttler (A_Schüttler 2019) erarbeitet und im Rahmen von (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019) veröffentlicht.

Daran anknüpfend kann die Regelung der Drehbewegung der Drahtbremsen aufbauend auf der Prozessmodellierung implementiert werden. Dazu werden die berechneten Bremsradbewegungsprofile (vgl. Abschnitt 5.2.4.3) in für die Maschine interpretierbare Daten gewandelt. Diese Ergebnisse wurden in der Bachelorarbeit von Paul Busch (A_Busch 2019) erarbeitet und im Rahmen von (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019) veröffentlicht.

Eine Übersicht zu den zu implementierenden Größen (Darstellung in rot) ist in Abbildung 6-2 gegeben. Die Implementierung wird nachfolgend beschrieben.

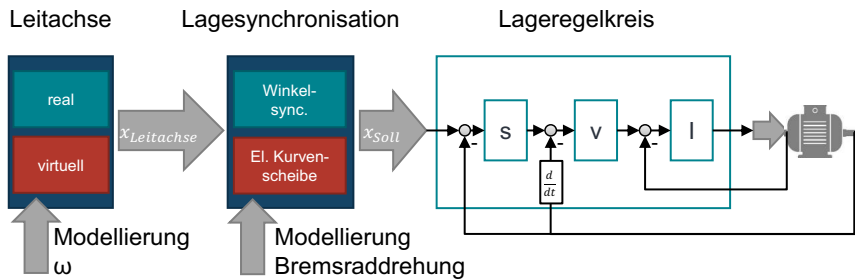


Abbildung 6-2: Übersicht zur Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung

Im Gegensatz zum Linearwickeln kann für das Fünf-Achs-Nadelwickeln keine reale Leitachse verwendet werden. Eine virtuelle Leitachse, die die Bewegung der fünf realen Achsen abbildet, wird über den Trajektorienparameter ω implementiert. Der Leitachswert $x_{Leitachse}$ gibt immer den aktuellen Wert der Leitachse (\triangleq Wickeltrajektorie) wieder, auf den sich die Bewegung der Folgeachse bezieht. Der Wert der Folgeachse wird über die Lagesynchronisation mit einer elektronischen Kurvenscheibe berechnet. Als Ergebnis wird x_{soll} der Folgeachse in Bezug zur Leitachse bestimmt. Dies wird dann als Eingangsgröße in den klassischen kaskadierten Regelkreis des Servomotors, an den das Bremsrad angeflanscht ist, eingegeben. Dieser regelt die Lage des Bremsrades immer

auf den durch die Lageregelung vorgegebenen Wert in Abhängigkeit der Position auf der Wickeltrajektorie.

Auf dieser Grundlage kann durch die vollständig parametrisierte Modellierung eine durchgehende CAE-Prozesskette für das Fünf-Achs-Nadelwickeln mit der Aumann NWS/S aufgebaut werden, um die virtuelle Leitachse sowie das Wickelprogramm automatisiert zu erzeugen. Die Grundlagen zur Erstellung einer Software-Schnittstelle, die die CAD-Daten von Stator, Wickelwerkzeugen und Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine automatisiert in ein Wickelprogramm überführt, wurden in der Masterarbeit von Pengyuan Sun (A_Sun 2017) gelegt und durch die Bachelorarbeit von Manuel Bolender (A_Bolender 2018) in eine durchgängige digitale Prozesskette übertragen. Die Ergebnisse der Arbeiten wurden in (Hofmann & Bolender et al. 2019) veröffentlicht. Die Validierung dieser Schnittstelle an der NeWwire Geometrie wurde im Rahmen der Bachelorarbeit von Cornelius Schmid (A_Schmid 2019) durchgeführt.

6.1 Implementierung der virtuellen Leitachse

Um die virtuelle Achse parametrisiert berechnen und implementieren zu können, wird zunächst die Steuerungsarchitektur der Aumann NWS/S analysiert. Darauf aufbauend wird die virtuelle Achse parametrisiert beschrieben und schließlich für eine festgelegte Geometrie berechnet. Die Berechnung wird in Wickelversuchen validiert.

6.1.1 Analyse der Steuerungsarchitektur

Die Steuerungsarchitektur der Aumann NWS/S ist in drei Ebenen aufgebaut und in der Übersicht in Abbildung 6-3 dargestellt. In der untersten Ebene befinden sich die über den TwinCAT NC-Server angesteuerten Beckhoff Servoantriebseinheiten für den Nadelarm (x-, y-, z-Achse sowie Q-Achse) und für den Stator (R-Achse), außerdem die Rexroth Servoantriebe für die vier Drahtbremsen (für jeden wickelbaren Draht eine Bremse). Zusätzlich befinden sich auf dieser Ebene die Eingangsschnittstellen für die Sensoren wie Endlagenschalter und Türschließkontakte und die Ausgangsschnittstellen für die Druckluftventile. In der mittleren Ebene befindet sich das Beckhoff TwinCAT-System (SPS Beckhoff TwinCAT PLC und Beckhoff TwinCAT Systemmanager). Die oberste Ebene beschreibt die von Aumann installierte Visualisierungssoftware zur Kommunikation mit dem Maschinenbediener. (A_Schüttler 2019, S. 22–23)

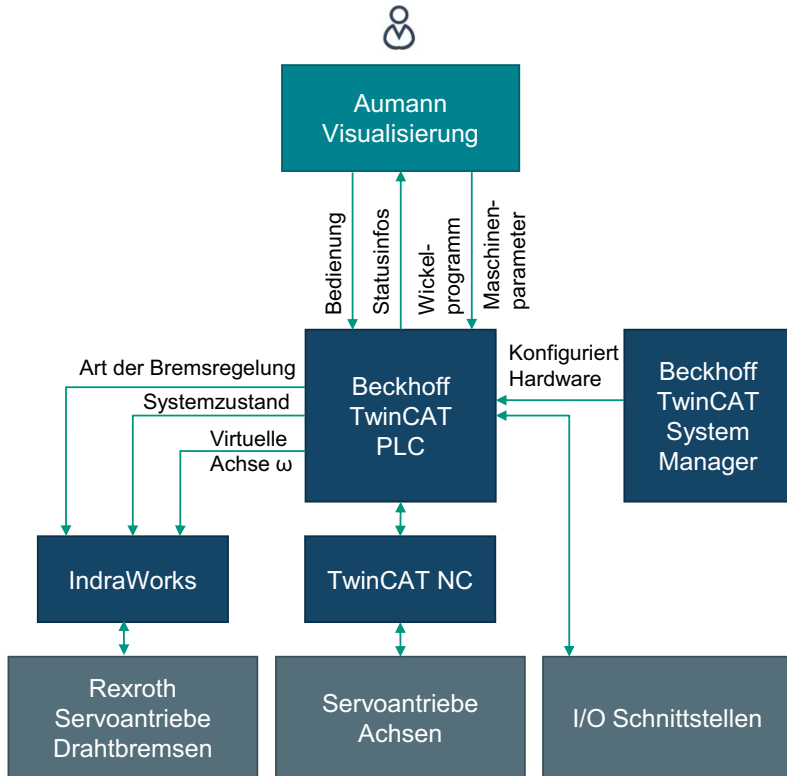


Abbildung 6-3: Übersicht über die Informationsflüsse in der Steuerungsarchitektur der NWS/S (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 23))

Ein Überblick über die Kommunikationsstruktur ist in Abbildung 6-4 dargestellt. Die dargestellte Struktur wird systematisch aufgezeigt, damit deutlich wird, über welchen Kommunikationskanal die Informationen zur Implementierung der virtuellen Achse weitergegeben werden, um als Eingangsinformation für die Lageregelung der Bremse zu dienen.

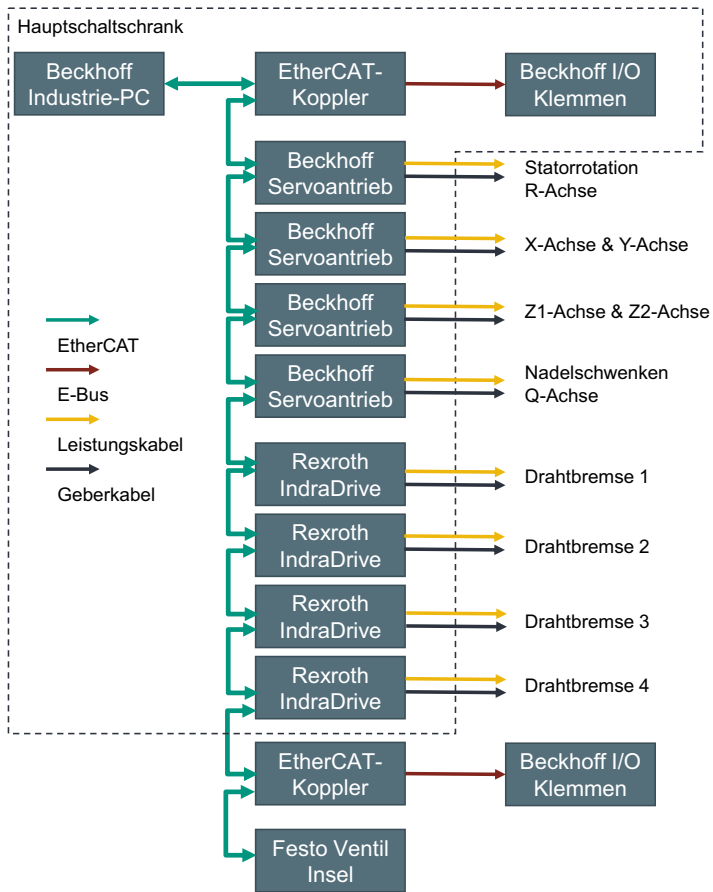


Abbildung 6-4: Überblick über die Kommunikationsstruktur der Aumann NWS/S (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 25))

Die Kommunikation der Achsantriebe mit dem Steuerungssystem erfolgt über ein EtherCAT-Bussystem. Die Pneumatikkomponenten der Firma Festo werden auf einer Ventilinsel angesteuert, die wiederum über einen EtherCAT-Koppler mit dem Bussystem verbunden ist. Der Beckhoff Industrie-PC (IPC) C6920 kommuniziert über eine EtherCAT-Schnittstelle in Echtzeit mit allen Komponenten. (A_Schüttler 2019, S. 23–24)

6.1.2 Beschreibung der virtuellen Leitachse

Die bereits in Kapitel 4.2 eingeführte virtuelle Leitachse beschreibt parallele Achsbewegungen in einem zusammengeführten Parameter ω . Dabei ist die virtuelle Achse nur ein Hilfsparameter, der eingeführt wird, um die Drehung des Bremsrades entlang dieser Achse eindeutig zu regeln. Um die virtuelle Leitachse implementieren zu können und aufbauend darauf die Regelung umzusetzen, werden nach (A_Schüttler 2019, S. 36) folgende Randbedingungen als gesetzt angesehen:

1. Die Bewegung im Wickelprogramm läuft analog zur bereits eingeführten Prozessmodellierung ab.
2. Die Startposition bzw. der Durchfahrpunkt Verschaltseite hat für jede Windung dieselbe x-, y- und z-Koordinate.
3. Pro Wickelebene gibt es eine virtuelle Leitachse.
4. Bewegungen außerhalb der modellierten Wickeltrajektorie (bspw. Wickeln auf dem Verschaltring) werden nicht über die virtuelle Leitachse abgebildet (virtuelle Leitachse ist ungültig). In diesem Fall arbeitet die Drahtbremse mit einer Momentenregelung.

Der Informationsfluss des Softwarebausteins virtuellen Achse ist in Abbildung 6-5 dargestellt. Als Eingangsinformationen dienen die IST-Positionen der Bewegungsachsen (x-, (y-)¹⁷, z-, Q-, R-Achse) und zusätzlich die Parameterwerte der 16 Anfahrspunkte (also x-, z-, Q- und R- Wert von Durchfahrpunkt, Zwischenpunkt usw.). Ausgabewert der virtuellen Achse sind der Wert von $0 \leq \omega < 16$ und zusätzlich der Zustand der Achse (gültig oder ungültig). Der Zustand als Größe ist notwendig für den Fall, dass sich die Maschine außerhalb der definierten 16 Punkte befindet (bspw. nach einer Referenzfahrt). Durch den ungültigen Zustand der Achse ist die Maschine in der Lage, trotzdem zu verfahren. Ist der Durchfahrpunkt Verschaltseite erreicht ist und damit der Wert von ω im gültigen Bereich, wird der Wert von $\omega = 0$. (A_Schüttler 2019, S. 36)

¹⁷ Die y-Achse wird pro Statorgeometrie einmal eingestellt und dann wird immer in der Symmetrieachse des Stators gewickelt, weshalb dieser Parameter nicht in die Berechnung einbezogen wird, da er für jede Geometrie konstant ist.

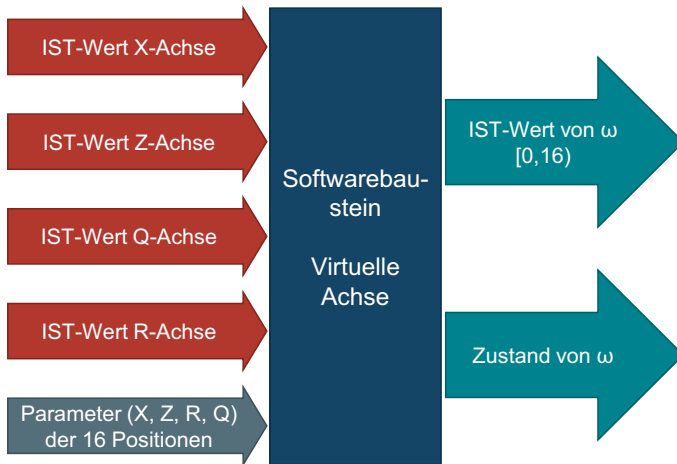


Abbildung 6-5: Informationsfluss der virtuellen Achse (eigene Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 36))

Zur Berechnung der Position der virtuellen Achse wird die aktuelle Ist-Position der Nadel benötigt, um diese mit den Positionen auf den 16 Abschnitten der virtuellen Achse vergleichen zu können. Die Informationen darüber sind im laufenden Wickelprogramm enthalten und damit auch der Steuerung bekannt. Im Wickelprogramm sind prinzipiell zwei verschiedene Verfahrensmöglichkeiten möglich. Zum einen gibt es die Einzelfahrt, bei der nur eine Achse bewegt wird. Zum anderen gibt es die Gruppenfahrt, was einer Synchronisation mehrerer Maschinenachsen entspricht. Bei einer Einzelfahrt (bspw. Durchfahrt durch den Stator oder Rotation Stator) wird durch das Wickelprogramm die Zielposition vorgegeben. Bei einer Gruppenfahrt (bspw. Nadelschwenken) müssen die Bewegungsabläufe aller Achsen gleichzeitig beginnen und enden. Die Bewegungen sind damit direkt voneinander abhängig, was die Berechnung der virtuellen Leitachse komplexer macht. (A_Schüttler 2019, S. 40–41)

6.1.3 Berechnung der virtuellen Leitachse

Ziel der Berechnung der virtuellen Achse ist es, online aus den IST-Positionsdaten der Achsen die allgemeine Beschreibung von ω zu berechnen. Die somit in Echtzeit gewonnenen Ergebnisse müssen eindeutig sein – bei bestimmten Punkten, die mehrfach durchfahren werden, wie bspw. der Mittelpunkt des Stators einmal bei der Hin- und einmal bei der Rückfahrt, muss klar sein ob es sich um die Hin- oder die Rückfahrt

handelt. Die alleinige Information über die Koordinaten ist in so einem Fall nicht ausreichend, da sie dieselben Daten enthalten. Die Berechnung erfolgt schrittweise und wird je nach Verfahrensbewegung (Einzel- oder Gruppenfahrt) unterschiedlich vorgenommen. (A_Schüttler 2019, S. 44)

Eine Auflistung der verschiedenen Fahrweisen und der Abhängigkeit von ω ist in Tabelle 6-1 dargestellt. Wird in einem Schritt nur eine Achse bewegt, wird diese zur Berechnung der Position der virtuellen Achse verwendet (vgl. fette Markierung in Tabelle 6-1). Bei einer Gruppenfahrt muss eine der Achsen, auf die sich die Berechnung von ω bezieht, nach folgenden Kriterien ausgewählt werden (A_Schüttler 2019, S. 46):

1. Achse mit der größten Verfahrensbewegung (höchste Genauigkeit der Berechnung).
2. Achse, welche im vorherigen Schritt zur Berechnung verwendet wurde (Vermeidung von Sprüngen an den Übergängen).

Die jeweils verwendete Achse zur Berechnung ist wiederum in Tabelle 6-1 fett markiert. Dies kann für jede Statorgeometrie so angewendet werden.

Die verschiedenen Fälle werden im Folgenden an konkreten Beispielen beschrieben.

Tabelle 6-1: Fahrweise der Achsen und Abhängigkeit der Berechnung (Berechnungswert für Leitachse fett markiert) (A_Schüttler 2019, S. 47)

ω	Fahrweise	Achse für Berechnung
0 → 1	Einzelfahrt (X)	X-Achse
1 → 2	Gruppenfahrt (X ,Q)	X-Achse
2 → 3	Gruppenfahrt (X ,Q)	X-Achse
3 → 4	Einzelfahrt (R)	R-Achse
4 → 5	Gruppenfahrt (X, Z , Q)	Q-Achse
5 → 6	Gruppenfahrt (X, Z , Q)	Q-Achse
6 → 7	Gruppenfahrt (X ,Q)	X-Achse
7 → 8	Einzelfahrt (X)	X-Achse
8 → 9	Gruppenfahrt (X, Z , Q)	Q-Achse
9 → 10	Gruppenfahrt (X, Z)	Z-Achse
10 → 11	Gruppenfahrt (X, Z)	Z-Achse
11 → 12	Einzelfahrt (R)	R-Achse
12 → 13	Einzelfahrt (Z)	Z-Achse
13 → 14	Gruppenfahrt (X, Z)	Z-Achse
14 → 15	Gruppenfahrt (X, Z)	Z-Achse
15 → 16 = 0	Gruppenfahrt (X, Z , Q)	Q-Achse

6.1.3.1 Berechnung der virtuellen Achse bei Einzelfahrten

Die Beschreibung der Berechnung der virtuellen Achse bei einer Einzelfahrt wird am Beispiel der Durchfahrt ($\omega \in [0,1]$) exemplarisch dargestellt. Da ω in diesem Fall an die Position der X-Achse gekoppelt ist, kann zwischen den zwei Randpunkten $P_{0_{dpr}}$ und $P_{0_{dpr}}$ linear interpoliert werden. Ist $\omega = 0,25$, bedeutet dies, dass sich die Nadel auf 25% der Strecke zwischen den beiden Durchfahrtpunkten befindet. Mit $P \in \mathbb{R}$ und der Definition von $P_{start} \triangleq P_{0_{dpr}}$ und $P_{ende} \triangleq P_{0_{dpr}}$ kann ω nach (A_Schüttler 2019, S. 44) zu Formel 6-1 berechnet werden. P_{Ist} entspricht der aktuellen und veränderlichen Positionskoordinate

$$\Delta\omega = \frac{P_{Ist} - P_{start}}{P_{ende} - P_{start}} \quad 6-1$$

Im beispielhaft betrachteten Bereich für den Schritt $\omega \in [0,1]$ wird nur die X-Achse bewegt, weshalb sich ω vereinfacht nach (A_Schüttler 2019, S. 45) zu Formel 6-2 berechnen lässt.

$$\Delta\omega = \frac{x_{Ist} - x_{start}}{x_{ende} - x_{start}} \quad 6-2$$

Der direkte Zusammenhang zwischen der bewegten Achse der Einzelfahrt und der virtuellen Achse ω ist somit definiert.

6.1.3.2 Berechnung der virtuellen Achse bei Gruppenfahrten

Die Berechnung der virtuellen Achse bei einer Gruppenfahrt wird beispielhaft am Schritt $\omega \in [1,2]$, Fahrt vom Durchfahrtpunkt Rückseite zum Zwischenpunkt Rückseite (vgl. Abbildung 4-6), durchgeführt. Bei dieser Schwenkbewegung des Nadelträgers zum Zwischenpunkt wird neben der X-Achse auch die Rotationsachse des Nadelträgers Qverfahren. Steuerungsseitig wird dies als Gruppenfahrt bezeichnet. Start und Ende der beiden Bewegungen sind exakt gleichzeitig. Die virtuelle Achse ω kann also nach (A_Schüttler 2019, S. 45) auf drei verschiedene Arten berechnet werden:

1. Berücksichtigung beider Achsbewegungen bei der Berechnung.
2. Berechnung von ω in Abhängigkeit der Bewegung der X-Achse.
3. Berechnung von ω in Abhängigkeit der Bewegung der Q-Achse.

Im ersten Fall existieren zwei Informationen, die auf eine Variable abgebildet werden (X, Q) $\rightarrow \omega$. Rein mathematisch sind beide Abbildungen theoretisch identisch. Aufgrund

des in der Realität durch den Schleppabstand beider Achsen existierenden Fehlers, der minimale Abweichungen in der Messung der aktuellen Position hervorruft, würde diese Umsetzung zu Fehlern in der Berechnung der virtuellen Achse führen. (A_Schüttler 2019, S. 45–46)

Wie bereits in Tabelle 6-1 dargestellt, wird die Position der X-Achse zur Berechnung der Position von ω verwendet.

Mit Formel 6-2 und den entsprechenden Start- und Endwerten kann $\Delta\omega$ berechnet werden. In diesem Fall ist $\Delta\omega \neq \omega$, da ω zwischen 1 und 2 liegt. Zu $\Delta\omega$ muss damit der Wert von ω am Bereichsanfang addiert werden. Dafür wird die Schrittvariable $\omega_{Schritt}$ eingeführt. Im aktuellen Abschnitt (1 \rightarrow 2) ist $\omega_{Schritt} = 1$. Damit gilt nach (A_Schüttler 2019, S. 46) Formel 6-3.

$$\omega = \omega_{Schritt} + \Delta\omega \quad 6-3$$

Der zu implementierende Algorithmus zur Berechnung aller Positionen von ω kann nach (A_Schüttler 2019, S. 47) – wie im Anhang dargestellt – in Pseudo Code beschrieben werden.

6.1.3.3 Berechnung der virtuellen Achse für den Startpunkt

Für die bisherige Beschreibung wurde angenommen, dass sich die Nadel im Startpunkt befindet. Im realen Betrieb ist die Nadel beim Start der Maschine und des Wickelprogramms jedoch nur zufällig an der Startposition. Daher wird ω zunächst immer in den Zustand ungültig versetzt und erst bei Erreichen der Startposition gilt $\omega = 0$. Da die Startposition allerdings auch mit dem Durchfahrpunkt auf der Verschaltseite P_{0dpp} übereinstimmt, muss sichergestellt werden, dass nicht bei Erreichen des Schrittes $\omega = 8 = P_{0dpp}$ die Schrittvariable wieder zu 0 gesetzt wird. Zur Vermeidung dieses Problems wurde ein weiterer Algorithmus zur Berechnung der Startposition implementiert (vgl. Anhang).

6.1.3.4 Ungültiger Bereich der virtuellen Achse

Wie bereits beschrieben ist es im Realbetrieb möglich, dass sich die Nadelposition außerhalb der definierten Werte von ω befindet. Für diesen Sonderfall muss ein zusätzlicher ungültiger Wert für ω definiert werden. Nach (A_Schüttler 2019, S. 50) sind zwei Ansätze zur Implementierung des ungültigen Wertes möglich:

1. Es wird zusätzlich zu ω eine boolsche Variable (TRUE oder FALSE) zur Zustandsbeschreibung von ω eingeführt.
2. Ein weiterer Wert außerhalb des definierten Bereiches zwischen 0 und 16 wird eingeführt.

Die zweite Möglichkeit bietet den Vorteil, dass keine weitere Information über ω außer deren Zahlenwert notwendig ist. Daher wird $\omega_{undefiniert} = 17$ festgelegt. (A_Schüttler 2019, S. 50)

Der gesamte Programmablauf zur Echtzeit-Berechnung der virtuellen Achse ist in Abbildung 6-6 dargestellt.

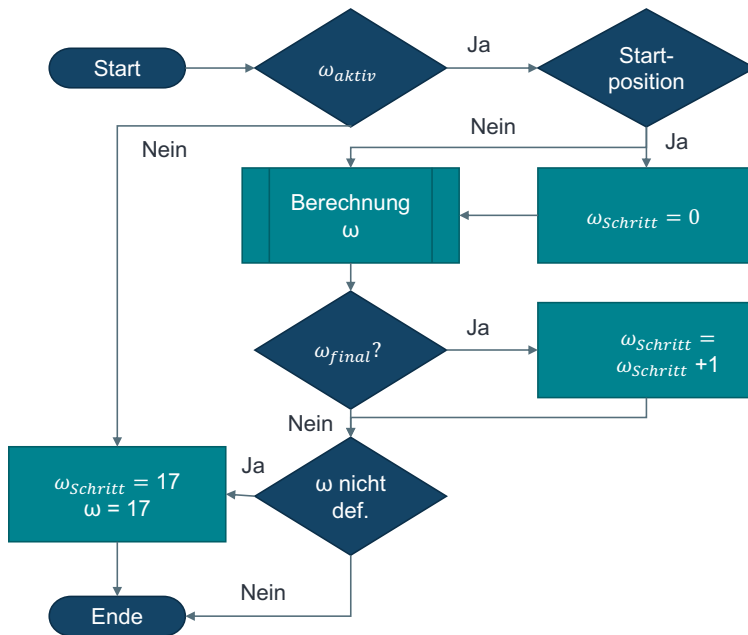


Abbildung 6-6: Ablaufplan zur online Berechnung der virtuellen Achse (eigene, übersetzte Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 54; Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))

Fazit:

Es ist möglich die virtuelle Achse ω vollständig parametrisch zu beschreiben und damit den Wert der Achse unabhängig von der zu bewickelnden Geometrie online zu berechnen.

6.1.4 Implementierung und Validierung der virtuellen Leitachse

Die virtuelle Achse ist keine real existierende Achse, wird jedoch im Steuerungssystem als virtuelle Beschreibung implementiert. Da kein realer Antrieb für diese Achse existiert, wird ein virtueller Encoder implementiert, der einen realen Encoder simuliert. Bei diesem entspricht der IST-Wert der Achse immer dem SOLL-Wert der Achse (Schleppabstand gleich 0), was bedeutet, dass die Achse ein nicht-physikalisches Verhalten generieren kann, was bei realen Achsen unmöglich ist. So kann auch ein Sprung eines Ist-Wertes umgesetzt werden, was insbesondere für den Sonderfall $\omega \notin [0,16)$ notwendig wird. (A_Schüttler 2019, S. 42–43)

Für die Validierung der realen Implementierung werden Wickelversuche an der ProLemo-Geometrie durchgeführt. Dabei werden die Werte der X- und Z-Achse sowie von ω aufgezeichnet. Bei den Wickelversuchen muss insbesondere darauf geachtet werden, ob kritische Stellen (bspw. Erreichen Startpunkt, Übergänge zwischen ω -Schritten) sauber durchgearbeitet werden und kein Fehler im Programm entsteht.

Für die Versuchsauswertung wird zunächst nur eine Windung gewickelt. Die Ergebnisse des Versuches sind in Abbildung 6-7 dargestellt. Dort ist zu erkennen, dass die implementierte Leitachse ω zunächst vom ungültigen Wert $\omega = 17$ auf den Wert $\omega = 0$ springt und dann synchron mit der Bewegung der X-Achse, anfängt sich hin zum Wert $\omega = 1$ zu bewegen. Dabei werden alle Werte von $\omega = 0$ bis $\omega = 15,9$ erwartungsgemäß erreicht. Die Versuchsreihe wurde insgesamt 10 Mal fehlerfrei durchgeführt, womit die Implementierung der virtuellen Leitachse als valide angenommen werden kann.

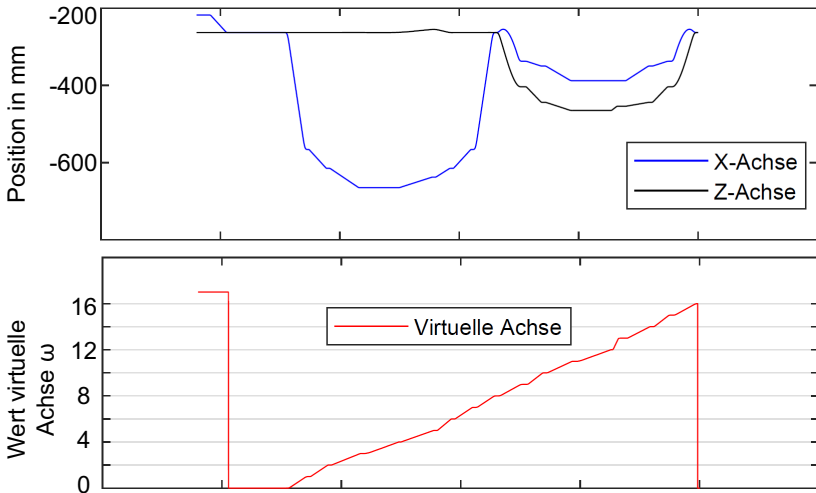


Abbildung 6-7: Zyklus einer Windung der virtuellen Achse(eigene Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 59))

6.1.5 Zusammenfassung der Implementierung der virtuellen Leitachse

In diesem Abschnitt wurde zunächst der Aufbau der Steuerungsarchitektur analysiert. Daran anschließend wurden die virtuelle Leitachse und deren anzustrebende Zustände zunächst allgemeingültig beschrieben und anschließend die einzelnen Teilabschnitte parametrisiert berechnet. Für die ProLemo-Geometrie wurde die virtuelle Achse abschließend implementiert und die Zustände der Achse wurden im Rahmen von Wickelversuchen validiert. Damit wurde die Grundlage geschaffen, um eine Lageregelung des Bremsrades entlang der Wickeltrajektorie zu implementieren.

6.2 Implementierung der Lageregelung des Bremsrades

Zur Implementierung der Lageregelung werden die in Abschnitt 5.2.4.3 berechneten Verläufe zur notwendigen Bremsraddrehung in elektrische Kurvenscheiben gewandelt und diese in den Lageregelkreis der Drahtbremse implementiert. Zunächst wird dafür nochmals auf die bereits dargestellte Kommunikationsstruktur der Wickelmaschine eingegangen, um die Einbindung der Servodrahtbremsen in diese zu verstehen. Die zum

Verständnis der veränderlichen Parameter einer elektronischen Kurvenscheibe notwendigen Grundlagen und Grundbegriffe werden daraufhin eingeführt. Zum Abschluss werden Vorversuche zur Parameteridentifikation für die Implementierung der Lageregelung durchgeführt. Die in diesem Abschnitt genannten herstelllerspezifischen Angaben stammen aus der Anwendungsbeschreibung von Bosch Rexroth¹⁸.

6.2.1 Grundlagen und Grundbegriffe

Der grundlegende Aufbau der Kommunikationsstruktur wird bereits in Abbildung 6-4 dargestellt. Es wird deutlich, dass die Kommunikationsstruktur insbesondere durch die verschiedenen Hersteller Bosch Rexroth und Beckhoff komplexer wird, da zwischen beiden Softwaresystemen TwinCAT (Beckhoff) und IndraWorks (Rexroth) „übersetzt“ werden muss.

Der in diesem Fall zu übergebende Parameter ist der Lage-Sollwert der Leitachse. Da es sich um keine reale Achse handelt, ist der Lage-Sollwert gleich dem Lage-Istwert der virtuellen Achse (wie bereits in Abschnitt 6.1 beschrieben). Zur Ermittlung des Lage-Sollwertes der Folgeachse (Slave-Achse oder Servomotorachse der Drahtbremse) können zwei Arten der Lagesynchronisation eingesetzt werden. Die Lagesynchronisationsart „Winkelsynchronisation“ ist allerdings nur für den Fall geeignet, dass das Profil der Folgeachse proportional zu dem der Leitachse ist. Daher wird die Lagesynchronisation der „elektronischen Kurvenscheibe“ verwendet – so wie bereits in (Wößner 2015) für das Linearwickeln validiert. (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019)

In IndraWorks ist es möglich, die Betriebsart „elektronische Kurvenscheibe“ durch verschiedene Parameter zu beeinflussen und so den Lagesollwert der Folgeachse zu berechnen. In Tabelle 6-2 sind die veränderlichen Parameter aufgeführt. Im Folgenden werden die Parameter „Leitachspostion additiv“, „Winkelverschiebung Tabellenanfang“ und „dynamische Winkelverschiebung“ genauer beschrieben, da diese später auch in den Vorversuchen variiert werden. Zudem werden die Parameter Kurventabelle und Kurvenscheibenhub erläutert, da diese die Übertragung der Ergebnisse der Modellie-

¹⁸ Bosch Rexroth AG, IndraDrive, MPx-20 Funktionen, Anwendungsbeschreibung R911345607, Ausgabe 02, DOK-INDRV*-MP*-20VRS*-AP02-DE-P, Seiten: 884-886 & 893-899 https://md.boschrexroth.com/modules/BRMV2PDFDownload-inter-net.dll/R911345607_02.pdf?db=brmv2&lvid=1210622&mvid=14240&clid=1&sid=1C27107E0479957B5A6CE24DFD5E1DA3.borex-tc&sch=M&id=14240,1,1210622 ; zuletzt geprüft am 13.10.2019.

rung aus Abschnitt 5.2.4 in ein maschinenlesbares Format darstellen. Die anderen Parameter sind im Anhang ausführlich erläutert. In Abbildung 6-8 sind die laufenden Nummern aus Tabelle 6-2 in einem Screenshot aus IndraWorks abgebildet.

Tabelle 6-2: Parameter zur Berechnung des Lagesollwerts in IndraWorks (A_Busch 2019, S. 28)

Lfd. Nummer	Parameterbezeichnung
1	Statuswerte Leitachse
2	Leitachspannung additiv
3	Getriebe
4	Winkelverschiebung Tabellenanfang
5	Dynamische Winkelverschiebung
6	Kurventabellen
7	Kurvenscheibenhub
8	Dynamisches Aufsynchronisieren
9	Statuswert Achse
10	Schleppfehlerbehafteter Betrieb

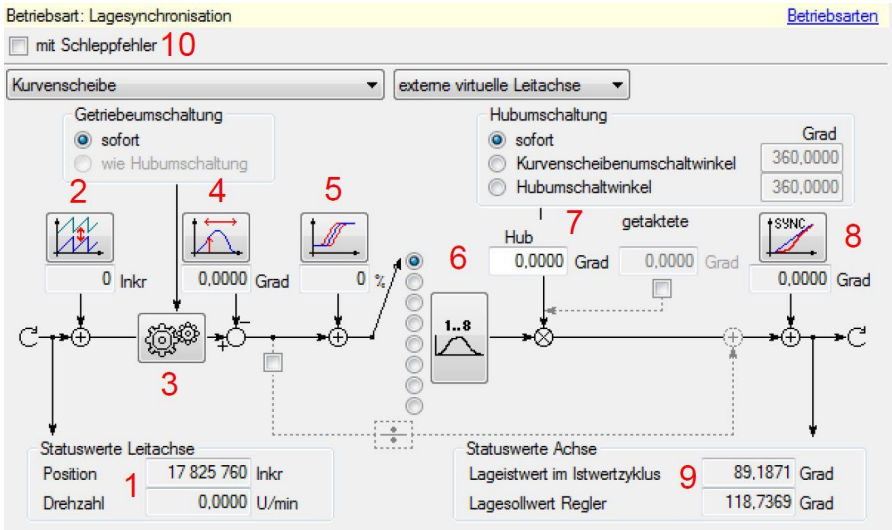


Abbildung 6-8: Regelkreis der Betriebsart „elektronische Kurvenscheibe“, Screenshot aus IndraWorks (A_Busch 2019, S. 29)

Leitachsposition additiv

Die Position der Leitachse kann über den Parameter „Leitachsposition additiv“ (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 2) mit einem zu definierenden Offset beaufschlagt werden. Der Standardwert für den Offset beträgt 0. Er kann sowohl negativ als auch positiv belegt werden. Der definierte Offset-Wert wird zu dem aktuellen Positionswert der Leitachse addiert. (A_Busch 2019, S. 29)

Winkelverschiebung Tabellenanfang

Der Parameter „Winkelverschiebung Tabellenanfang“ (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 4) verschiebt den Zugriff auf die Kurventabelle (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 6). Die Kurventabelle startet dann mit dem durch die Winkelverschiebung festgelegten Stützpunkt. Für eine mechanische Kurvenscheibe würde dies bspw. einen rotatorischen Versatz der Kurvenscheibe um einen definierten Winkelwert bedeuten. Der Standardwert für die Winkelverschiebung beträgt 0° . Per Definition können nur negative Werte in diesen Parameter eingegeben werden. (A_Busch 2019, S. 30)

Dynamische Winkelverschiebung

Der Parameter dynamische „Winkelverschiebung“ (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 5) wird verwendet, um diesen bei einer Erhöhung des Schleppfehlers der Leitachse zu kompensieren. Analog zum Parameter „Leitachsposition additiv“ kann die Leitachsposition durch einen Offset verschoben werden, wobei dieser nicht konstant, sondern dynamisch ist, was bedeutet, dass der Offset von der aktuellen Leitachsgeschwindigkeit abhängig ist. Der Standardwert für diesen Parameter beträgt 0%. (A_Busch 2019, S. 31)

Kurventabellen

Die Kurventabellen (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 6) sind der wesentliche Baustein der Betriebsart „elektronische Kurvenscheibe“. Die Kurventabelle sind Listen, die aus maximal 1024 Werten bestehen und den Winkelverlauf der Kurvenscheibe darstellen. Die Stützpunkte der Kurventabelle werden in Prozent des eingestellten Hubes angegeben, wobei der Definitionsbereich eines Stützpunktes $S \in (-800,800)$ ist mit $S \in \mathbb{R}$ (bis zu 6 Nachkommastellen). Es ist möglich bis zu acht Kurventabellen hochzuladen, auf die im Betrieb umgeschaltet werden kann, wobei die ersten vier Kurventabellen maximal 1024 Stützpunkte enthalten und die anderen vier maximal 128 Stützpunkte. Zwi-

schen zwei Stützpunkten der Kurventabelle wird interpoliert, wodurch jedem Leitachswinkel ein bestimmter Stützpunkt oder ein interpolierter Wert zugeordnet wird. (A_Busch 2019, S. 31–32)

Kurvenscheibenhub

Der Kurvenscheibenhub (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 7) beschreibt den letzten Wert des Winkelverlaufs der Kurvenscheibe und wird in Grad angegeben. Damit beschreibt er den Wert, den die Folgeachse in einem Leitachszyklus zurückgelegt hat. Für die Berechnung des Sollwertes der Lageregelung werden die Stützpunkte der Kurventabelle mit dem Kurvenscheibenhub multipliziert. Auch das elektronische Getriebe kann mit dem Hub beaufschlagt werden. (A_Busch 2019, S. 32)

6.2.2 Parametrierung der Betriebsart elektronische Kurvenscheibe

In diesem Abschnitt wird die Vorgehensweise zur Implementierung der Betriebsart elektronische Kurvenscheibe in einer der servomotorischen Drahtbremsen (genauer: Drahtbremse Nr. 4) beschrieben.

Die Implementierung wurde, wie beschrieben, in IndraWorks Ds durchgeführt, da hier (im Gegensatz zu TwinCAT) die Möglichkeit zur automatisierten Optimierung der Lageregelung gegeben ist. (A_Busch 2019, S. 35)

Da die virtuelle Leitachse, wie in Abschnitt 6.1 beschrieben, in TwinCAT PLC implementiert wurde, ist ein Zugriff auf die aktuelle Position der Leitachse nur über den TwinCAT System Manager oder direkt über TwinCAT PLC Control möglich. Damit die Variable der Leitachseposition im Regelkreis des Kurvenscheibenbetriebs verfügbar ist, muss sie mit dem Parameter „P-0-0053 Leitachseposition“ verknüpft werden. (A_Busch 2019, S. 36)

Zur Verknüpfung der Leitachseposition im Beckhoff System TwinCAT mit dem Parameter P-0-0053 Leitachseposition im Bosch Rexroth System IndraWorks Ds erfolgt zunächst eine Skalierung und Umrechnung von ω , um den Wert der Variable von einem System in das andere übersetzen zu können. Zusätzlich muss der Datentyp der Variable, die die Leitachseposition ausgibt, konvertiert werden. Das Intervall der Leitachseposition $\omega \in [0,16)$ wird so aufbereitet, dass es sich auf eine vollständige Leitachsumdrehung von 360° bezieht. Das bedeutet bildlich, dass das ganze Intervall der Bewegung für das Wickeln einer Windung auf eine Umdrehung von 360° projiziert wird. Da sich

die Position der Leitachse stetig ändert, muss dieser Verlauf auch bei einer Skalierung stetig bleiben. Für die Verarbeitung der Leitachseposition in IndraWorks Ds wird die Leitachseposition in Inkremente umgerechnet (es gilt: $360^\circ \triangleq 220$ Inkremente). Da für den Parameter P-0-0053 Leitachseposition in IndraWorks Ds eine Datenmenge von 32 Bit vorgesehen ist, muss die in TwinCAT als LREAL (64 Bit) deklarierte Variable des Istwertes der Leitachseposition in einen Integerwert konvertiert werden. (A_Busch 2019, S. 36)

Für die Konvertierung der Achswerte wird der in Abschnitt 6.1 beschriebene Programmcode zur Erzeugung der virtuellen Leitachse um zwei Faktoren ergänzt. Der Faktor INKR_FAKTOR (definiert als real) beschreibt dabei den Faktor, der zur Umrechnung des Wertes der Variable aus TwinCAT in die notwendigen Inkremente für IndraWorks Ds notwendig ist. Der Faktor SKAL_FAKTOR (ebenfalls definiert als real) skaliert die virtuelle Achse so, dass auch nur mit Teilschritten (beispielsweise $\omega \in [0,1]$) gerechnet werden kann.

Die so generierte neue Variable wird mit dem Parameter P-0-0053 Leitachseposition verknüpft. Durch diese Verknüpfung wird der Variable eine eindeutige Adresse für die Datenübermittlung über den EtherCAT Feldbus zugeteilt. (A_Busch 2019, S. 37)

Die Kurventabellen bzw. der Verlauf der Kurvenscheibe ist durch die Berechnungen in Abschnitt 0 und die Ergebnisse der notwendigen Bremsraddrehung in Abschnitt 5.2.4.3 gegeben. Die dort berechneten Winkelverläufe können nun entlang der Stützpunkte abgebildet werden, woraus sich die Kurvenscheiben bzw. Kurventabellen bestimmen. Dabei ist zu beachten, dass die Anzahl der Stützpunkte $2^n, n \in \mathbb{N} \cap n \in [3,10]$ beträgt. (A_Busch 2019, S. 38)

Der Kurvenscheibenhub wird über den Parameter „P-0-0093 Kurvenscheibenhub“ festgelegt. Nach den Berechnungen aus Abschnitt 5.2 liegt der Kurvenscheibenhub für den Bereich $\omega \in [0,16]$ bei $571,307^\circ$ und für den Bereich $\omega \in [0,1]$ bei $456,428^\circ$. Dies bedeutet, dass für eine vollständige Verlegebewegung einer Windung sich die Drahtbremse um $571,307^\circ$ dreht. Für die Durchfahrt von der Verschaltseite zur Rückweite ($\omega \in [0,1]$) dreht sich die Drahtbremse um $456,428^\circ$. Darüber bestimmt sich der Modulbereich zu $720^\circ (2 * 360^\circ)$. Da der Kurvenscheibenhub während des Wickelprozesses einer Windung in einer Ebene konstant bleibt, wird der getaktete Kurvenscheibenhub deaktiviert. (A_Busch 2019, S. 38)

Die final implementierten Werte der Betriebsart elektronische Kurvenscheibe können Tabelle 6-3 entnommen werden. Für die Validierungsversuche wurde nur die Durchfahrt – also $\omega \in [0,1]$ – betrachtet, da für diesen Bereich die Versuche auch mit einer realen Achse (X-Achse) als Leitachse durchgeführt werden und somit durch einen systematischen Vergleich Fehler in der Implementierung der Leitachse ausgeschlossen werden können. Außerdem ist dies der Schritt, bei dem die größte Menge Draht gefördert wird.

6.2.3 Experimentelle Bestimmung der variablen Parameter

Für Bestimmung der variablen Parameter „Leitachsposition additiv“, „Winkelverschiebung Tabellenanfang“ und „dynamische Winkelverschiebung“ werden verschiedene Versuchsreihen durchgeführt, um deren Einfluss auf die Drahtzugkraftschwankungen systematisch zu untersuchen.

Tabelle 6-3: Einstellungen der Betriebsart elektronische Kurvenscheibe nach (A_Busch 2019, S. 40)

Parameterbezeichnung	Einstellung
Elektronisches Getriebe	Übersetzung: 1:1
Getriebeumschaltung	Sofort
Kurvenscheibenhub	$\omega \in [0,1]: 456,428^\circ$
Kurvenscheibenumschaltwinkel	Sofort
Getakteter Kurvenscheibenhub	Deaktiviert
Leitachszyklus	360° (Standardwert)
Schleppfehlerminimierung	Aktiviert

Dabei werden die in Tabelle 6-4 aufgezeigten Versuchsreihen durchgeführt. Zunächst wird in Versuchsreihe V1 der Einfluss der Anzahl der Stützpunkte der Kurventabelle untersucht. Darauf aufbauend werden in Versuchsreihe V2, V3 und V4 die Validierung der drei einzustellenden Parameter „Leitachsposition additiv“, „dynamische Winkelverschiebung“ und „Winkelverschiebung Tabellenanfang“ durchgeführt.

Tabelle 6-4: Beschreibung der Versuchsreihen nach (A_Busch 2019, S. 41)

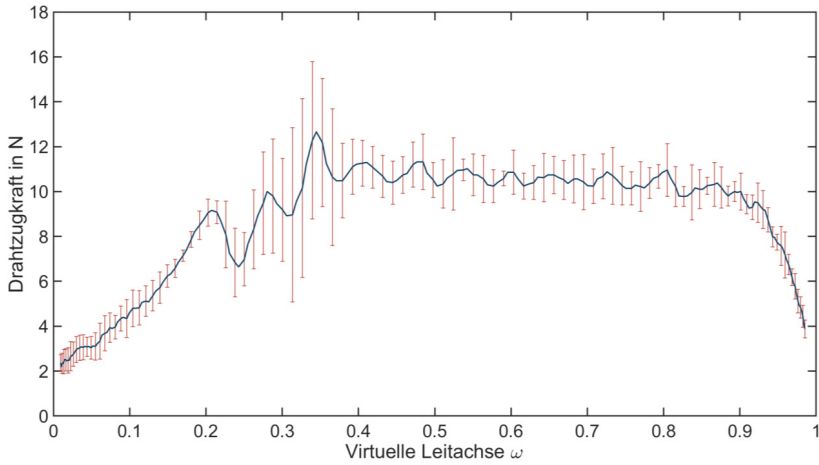
Versuchsreihe	Schwerpunkt
V1	Einfluss der Anzahl an Stützpunkten der Kurventabelle
V2	Validierung des Parameters „Leitachsposition additiv“
V3	Validierung des Parameters „dynamische Winkelverschiebung“
V4	Validierung des Parameters „Winkelverschiebung Tabellenanfang“

Alle Versuche werden für die ProLemo-Geometrie mit einem Kupferlackdraht mit dem Durchmesser $0,63\text{mm}$ (mit Grad 2 Isolation) durchgeführt. Die Abtastrate der Drahtzugkraftsensoren beträgt 200 Hz. (A_Busch 2019, S. 41)

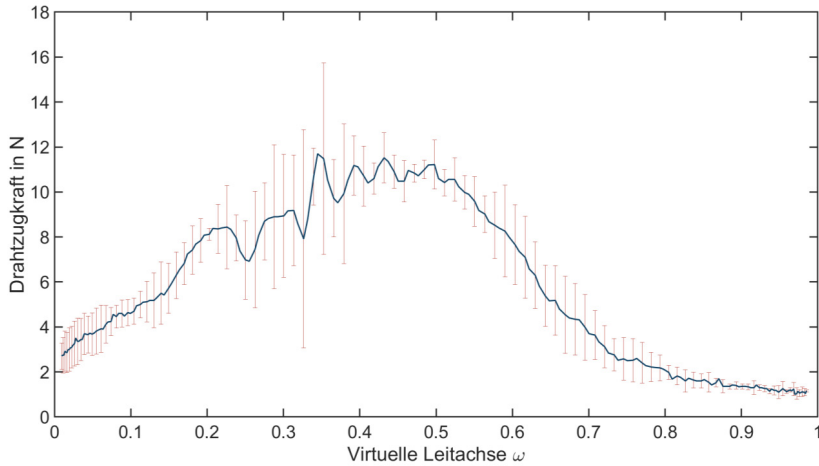
Für die erste Versuchsreihe werden fünf Versuche mit jeweils einer Anzahl an Stützpunkten der Kurventabelle durchgeführt. Dabei werden zum einen 64 Stützpunkte und zum anderen 1024 Stützpunkte untersucht. 1024 Stützpunkte entsprechen der maximalen Anzahl an Stützpunkten einer Kurventabelle. 64 Stützpunkte ist die Anzahl, die man benötigen würde, wenn jeder der 16 Abschnitte von ω gleichverteilt in einer Kurventabelle abgebildet werden würde. (A_Busch 2019, S. 43)

Ein Vergleich der Ergebnisse der Mittelwerte der Drahtzugkraftauswertung der beiden Versuchsreihen ist in Abbildung 6-9 dargestellt. Die Darstellung der Standardabweichung zeigt, wie filigran die Messungen jeweils sind.

Für $\omega \in [0,2; 0,35]$ treten bei beiden Versuchsreihen die größten Drahtzugkraftschwankungen auf. Der arithmetische Mittelwert der jeweils größten Schwankungen beträgt $10,08\text{N}$ mit einer empirischen Standardabweichung von $0,75\text{N}$ bei 1024 Stützpunkten. Bei 64 Stützpunkten ist der Verlauf dieses Bereiches vergleichbar, wobei der arithmetische Mittelwert der größten Schwankung $10,04\text{N}$ bei einer Standardabweichung von $0,52\text{N}$ beträgt. Im Bereich $\omega \in [0,2; 0,35]$ berührt der Draht erstmalig den ersten Statorstützpunkt, was den abrupten Anstieg der Drahtzugkraft erklärt. (A_Busch 2019, S. 44–46)



(a)



(b)

Abbildung 6-9: Vergleich des Einflusses der Anzahl an Stützpunkten (1024 Stützpunkte (a) vs. 64 Stützpunkte (b)) auf die Drahtzugkraft (eigene Darstellung nach (A_Busch 2019, S. 44–47))

Ab dem Zeitpunkt $\omega = 0,5$ sinkt die Drahtzugkraft bei 64 Stützpunkten deutlich ab. Im Intervall $\omega \in [0,75; 1]$ beträgt die durchschnittliche Drahtzugkraft sogar nur 1,32N. Die Ursache dafür ist in Abbildung 6-10 zu erkennen.

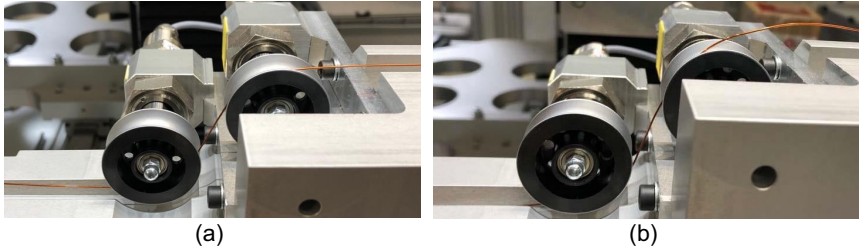


Abbildung 6-10: Kontaktsituation zwischen Draht und Sensor bei $\omega \in [0,25;0,5]$ (a) und $\omega \in [0,75;1]$ (b) (A_Busch 2019, S. 47)

Durch die Verwendung von nur 64 Stützpunkten kommt es zu deutlich größeren Sollwertsprüngen der Folgeachse als bei der Verwendung einer Kurventabelle mit 1024 Stützpunkten. Diese Sollwertsprünge bedeuten eine Abweichung des tatsächlichen Winkelverlaufs der Folgeachse von dem berechneten Verlauf aufgrund der Interpolation zwischen den Sollwerten. Diese Abweichung führt dazu, dass zu viel Draht gefördert wird, dieser sich auf dem Sensor aufbäumt und die Drahtzugkraft sinkt bzw. nur noch durch das Eigengewicht des Drahtes am Auflagepunkt erzeugt wird. (A_Busch 2019, S. 47)

Als abschließende Bewertung gilt, dass nur durch die Verwendung vieler Stützpunkte die Lageregelung sinnvoll durchgeführt werden kann. Insbesondere die Abschnitte mit einer großen zu fördernden Drahtmenge sollten also mit einer Kurventabelle mit einer ausreichenden Anzahl an Stützpunkten implementiert werden. Die Regelung einer Windung mit nur einer Kurventabelle ist damit ausgeschlossen.

Im Rahmen der Versuchsreihe V2 wird systematisch die Auswirkung des Parameters P-0-0054 „Leitachseposition additiv“ auf die Drahtzugkraftschwankungen untersucht. Dieser Parameter kann einen Lage-Offset der Leitachseposition einstellen, was sich im Rahmen der Arbeit von (Wößner 2015) als positiver Effekt auf die Drahtzugkraftschwankungen ausgewirkt hat. Da im Rahmen der Arbeit allerdings eine reale Leitachse verwendet wurde, muss sichergestellt werden, ob der Lage-Offset auch bei einer virtuellen Leitachse einen positiven Einfluss hat.

Der Parameter „Leitachspannung additiv“ wird im Rahmen der Versuchsreihe V2 systematisch ab dem Startwert -1° bis zu 5° variiert¹⁹ und die Drahtzugkraft jeweils ausgewertet. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen zeigen allerdings keinen erkennbaren Einfluss auf die Drahtzugkraftschwankungen, weshalb deutlich wird, dass aufgrund der virtuellen Leitachse kein Offset nötig ist, da sich diese immer an der virtuell richtigen Position befindet. (A_Busch 2019, S. 53–54)

Analog zu Versuchsreihe V2 wird in Versuchsreihe V3 der Einfluss des Parameters P-0-0085 „Dynamische Winkelverschiebung“ auf die Drahtzugkraft ausgewertet. Der Parameter „Dynamische Winkelverschiebung“ legt dabei einen dynamischen Offset auf die Leitachspannung, wobei sich der Offset in Abhängigkeit der Winkelgeschwindigkeit der Folgeachse ändert. Der Parameter P-0-0085 „Dynamische Winkelverschiebung“ wird im Rahmen der Versuchsreihe V3 systematisch von 10% bis 1% variiert²⁰ und die Drahtzugkraft ausgewertet.

Die Auswertung dieser Versuchsreihe ergibt, dass der Parameter P-0-0085 Dynamische Winkelverschiebung nur für einen sehr hohen Wert (10%) einen negativen Einfluss auf die Drahtzugkraftschwankungen hat. Bei niedrig gewähltem Parameterwert ist keine positive Beeinflussung erkennbar. (A_Busch 2019, S. 56)

Nach demselben Schema wie die Versuchsreihen V2 und V3 wird Versuchsreihe V4 durchgeführt, um die Auswirkung des Parameters P-0-0061 „Winkelverschiebung Tabellenanfang“ auf die Drahtzugkraft zu bewerten. Der Parameter „Winkelverschiebung Tabellenanfang“ wird im Rahmen der Versuchsreihe V4 systematisch von 10° bis $0,25^\circ$ variiert²¹ und die Drahtzugkraft ausgewertet.

Als Ergebnis der Versuchsreihe V4 ist festzuhalten, dass ein sehr hoher Wert des Parameters P-0-0061 (10° , 5°) zu starken Drahtzugkraftschwankungen führt. Bei der Wahl eines geringeren Wertes gibt es keinen erkennbaren negativen Einfluss auf die Drahtzugkraftschwankungen. (A_Busch 2019, S. 60)

Zusammenfassend kann dargestellt werden, dass, im Gegensatz zur Verwendung einer realen Leitachse wie in (Wößner 2015; Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019), beim

¹⁹ P-0-0054 Leitachspannung additiv = [-1° ; $-0,5^\circ$; $-0,25^\circ$; $-0,125^\circ$; 0° ; $0,125^\circ$; $0,25^\circ$; $0,5^\circ$; 1° ; 5°].

²⁰ P-0-0085 Dynamische Winkelverschiebung = [10%; 5%; 2%; 1%].

²¹ P-0-0061 Winkelverschiebung Tabellenanfang = [10° ; 5° ; 1° ; $0,25^\circ$].

Einsatz einer virtuellen Leitachse viele Einflüsse der variablen Parameter keine oder nur eine untergeordnete Rolle spielen.

6.2.4 Zusammenfassung der Implementierung der Lageregelung

In diesem Abschnitt wurden zunächst die wichtigsten Grundlagen und Grundbegriffe, die zum Verständnis der Lageregelung notwendig sind, eingeführt. Darauf aufbauend wurden anhand von Versuchsreihen die variablen Parameter der Betriebsart Lagesynchronisation systematisch untersucht und damit die zu implementierenden Größen für die Umsetzung der Lageregelung definiert.

6.3 Aufbau einer CAE-Prozesskette

Durch die im Rahmen dieser Arbeit präsentierte parametrisierte Modellierung und Implementierung ist es möglich, das Fünf-Achs-Nadelwickelverfahren mithilfe einer durchgängigen CAE-Prozesskette durch den Aufbau verschiedener Software-Schnittstellen zum Postprocessing abzubilden, um die CAD-Daten zu einem maschinenlesbaren Code verarbeiten. Dadurch kann aus den CAD-Daten automatisiert der Maschinencode für das Wickelprogramm erstellt werden und für die Implementierung der Lageregelung die notwendige virtuelle Leitachse sowie die Kurventabellen.

Dieser Abschnitt startet mit den Grundlagen und Grundbegriffen, die für das Verständnis der weiteren Abschnitte wesentlich sind, und erklärt dann den Aufbau der Software-Schnittstellen. Anhand der ProLemo- und der NeWire-Geometrie wird die Verarbeitung der CAD-Daten abschließend validiert.

6.3.1 Grundlagen und Grundbegriffe

Um den Aufbau der Software-Schnittstelle besser zu verstehen, wird zunächst ein kurzer Überblick über die wesentlichen Grundlagen im Bereich CAE-Prozesskette für Wickelmaschinen gegeben. Dabei wird allgemein auf die Programmierung von Wickelmaschinen eingegangen, gefolgt von einem Überblick über den Stand der Forschung im Bereich CAE für die Wickeltechnik. Im Anschluss daran werden das im Rahmen dieser Arbeit verwendete Austauschformat der CAD-Daten und der sog. RayTracing-Algorithmus zur Geometrieanalyse dieser Daten näher erläutert.

6.3.1.1 Stand der Forschung zur Programmierung von Wickelmaschinen

Die im Rahmen dieser Arbeit beschriebene Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine der Firma Aumann ist eine CNC-gesteuerte Wickelmaschine. CNC steht dabei für eine rechnergestützte numerische Steuerung, welche frei programmierbar ist. Das NC-Programm gibt die Bewegung der Achsen vor. (Hehenberger 2011, S. 79)

Für die Programmierung der beschriebenen Wickelmaschine wird klassischerweise die sog. Werkstattorientierte Programmierung (WOP) verwendet. Bei dieser erfolgt die Programmierung direkt an der Maschine über eine grafische Benutzeroberfläche, wobei keine Kenntnisse über den eigentlichen NC-Code notwendig sind. (Hehenberger 2011, S. 80)

Die rechnergestützte CAD/CAM-Programmierung hingegen benötigt keinen direkten Eingriff des Benutzers mehr. Die Erzeugung des NC-Programms wird über das CAM-System mit Hilfe der CAD-Daten erstellt. Es bietet somit den höchsten Automatisierungsgrad und ist daher die Grundvoraussetzung für den Einsatz von Fertigungsmaschinen in vollautomatisierten Produktionssystemen. In der klassischen spanenden Fertigung ist eine CAD/CAM-gestützte Programmierung unerlässlich und Stand der Technik. (Hehenberger 2011, S. 118–123)

Forschungsseitig sind im Bereich der Programmierung von Wickelmaschinen einige Ansätze bekannt, die im Folgenden kurz vorgestellt werden.

Im Rahmen der Arbeit von (Meinke & Senti 1997) wurde das sog. "Direct Conductor Placement System" (DCPS) entwickelt, um einen kostengünstigen und hochpräzisen computergestützten Fertigungsprozess für dreidimensionale Spulen zu ermöglichen. Der genaue Aufbau der Schnittstelle ist nicht bekannt.

Für die automatisierte Wickeltechnik sind aus der Forschung erste Ansätze zur CAD/CAM-gestützten Programmierung von Wickelautomaten bekannt. In der Dissertation von Klaus-Uwe Wolf (Wolf 1997, S. 133–153) wurde ein Ansatz zur Offline-Programmierung zur Bewicklung von unrunder Spulenkörpern vorgestellt. In der Arbeit von Ulrich Wenger (Wenger 2004, S. 107–120) wurde die Umsetzung einer CAD/CAM-Schnittstelle für das Roboterwickeln vorgestellt. Im Rahmen der Dissertation von Andreas Dobroschke (Dobroschke 2011, S. 149–156) wurde erstmals eine durchgehende

CAD/CAM-Schnittstelle inklusive der notwendigen Softwarebausteine für die automatisierte Bewicklung von runden Spulenkörpern mittels einer Parallelkinematik implementiert.

Im Rahmen der Forschungsarbeiten von Mahr (Mahr & Wurm et al. 2017) wurde eine automatisierte G-Code-Erstellung vorgestellt, mit der eine Universalwickelmaschine automatisiert programmiert werden kann. Die Spulengeometrie für die Litzen-Formspulen wird hier automatisiert aus dem CAD-Format entnommen und der G-Code für die Wickelmaschine daraus erstellt.

Die Arbeiten an der Technischen Hochschule Ingolstadt (Herrmann & Gerngroß et al. 2019) beschreiben eine CAD/CAM-basierte Pfadplanung mittels NURBS (vgl. Abschnitt 2.2.2) für das konventionelle Nadelwickeln, über die die Bewegung des Tool-Center-Points (=Nadeldüse) im Raum geplant wird.

6.3.1.2 Austauschformate für CAD-Daten

Um CAD-Daten auch außerhalb des CAD-Programms und unabhängig von der verwendeten Software verarbeiten zu können, werden neutrale Datenformate angewendet, um die Daten zu speichern. Für die Wickeltechnik sind solche Austauschformate notwendig, da der Maschinenhersteller, der E-Motorenausleger (für die Erstellung des Wickelschemas) und der Wickelmaschinenprogrammierer normalerweise nicht der gleichen Firma angehören. Es existiert eine Vielzahl von Datenaustauschformaten, wobei Formate wie IGES oder STEP viele weitere Informationen außer den Geometriedaten enthalten, was für die Anwendung in der Pfadplanung, wie es fürs Fünf-Achs-Nadelwickeln benötigt wird, nicht notwendige Informationen darstellt, weshalb hier nur auf das im Rahmen der Arbeit angewendete STL-Format eingegangen wird. Dieses Format bietet den Vorteil, dass die Daten in einer sehr einfach aufzubereitenden Form vorhanden sind und damit einfach zu lesen und zu verarbeiten sind. (Hehenberger 2011, S. 139–146)

Die STL-Schnittstelle (Standard Triangulation Language oder auch Stereolithografie-Schnittstelle) beschreibt die Oberfläche von 3D-Körpern mit Hilfe von Dreiecken. Diese Datenschnittstelle wird insbesondere in der additiven Fertigung zur Bereitstellung geometrischer Informationen aus dreidimensionalen Datenmodellen verwendet, wodurch sich auch ihr Name begründet. Für jede Dreiecksfläche werden die x-, y- und z-Koordinaten der drei Eckpunkte sowie der Normalenvektor der aufgespannten Fläche des

Dreiecke zur Beschreibung in Textform gespeichert. (Kai & Jacob et al. 1997; Hehenberger 2011, S. 145)

Für den in dieser Arbeit vorliegenden Anwendungsfall soll aus den CAD-Daten der Wickelpfad kollisionsfrei abgeleitet werden, weshalb geeignete Algorithmen angewendet werden, die die notwendigen Maße aus den CAD-Daten auslesen können. Die für jeden Körper (Wickelwerkzeuge und Stator) vorliegenden Textdateien müssen derart verarbeitet werden, dass die für die Pfadplanung notwendigen Maße entnommen werden können. Ein Ansatz dafür ist der sog. RayTracing-Algorithmus, der im Folgenden näher beschrieben wird.

6.3.1.3 RayTracing-Algorithmus

Im Rahmen dieser Arbeit sollen automatisiert aus den CAD-Daten im STL-Format von Stator und Werkzeug die Abmessungen dieser Körper ausgelesen werden. Dafür müssen die in Textform vorliegenden Daten-Tabellen der STL-Dateien derart verarbeitet werden, dass die gewünschten Abmessungen ausgelesen werden können. In diesem Abschnitt soll zunächst grundlegend der RayTracing-Algorithmus vorgestellt werden. Im späteren Verlauf des Kapitels wird dann darauf eingegangen, wie mit diesem Algorithmus die Abmessungen von Stator und Werkzeugen ausgelesen werden.

Das sog. RayTracing-Verfahren ist ein aus der Computergrafik bekannter Algorithmus, bei dem von einem definierten Punkt aus Strahlen in eine bestimmte Richtung ausgesendet werden. Über den Schnittpunkt der ausgesendeten Strahlen mit dem Objekt kann der Abstand zwischen dem Objekt und dem Ausgangspunkt der Strahlen bestimmt werden. Werden mehrere parallele Strahlen in Matrixform ausgesendet, kann, wie in Abbildung 6-11 zu erkennen, das Profil eines Objektes bestimmt werden. Dies wird auch als RayCasting bezeichnet – wobei die Begriffe synonym verwendet werden. (Schiele 2012, S. 259; Nischwitz & Fischer et al. 2019, S. 327–329)

Wie oben beschrieben, werden die CAD-Daten als STL-Datei in Form von Dreiecken gespeichert. Über das RayTracing-Verfahren wird von einem Ausgangspunkt aus ein Strahl ausgesendet, dessen Schnittpunkte mit einem Objekt überprüft werden. Zur „Vermessung“ der STL-Daten wird jede ausgesendete Gerade auf Schnittpunkte mit jedem Dreieck überprüft. Dadurch kann es zu hohen Rechenzeiten kommen. Ein Ansatz, die Rechenzeiten zu verringern, ist der Einsatz des sog. „Back-Cullings“.

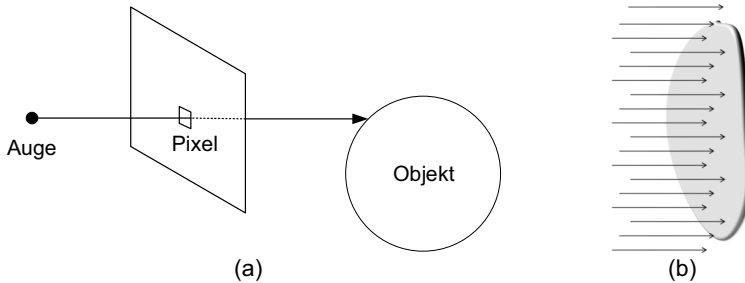


Abbildung 6-11: Darstellung des RayTracing Verfahrens zur Ermittlung eines Punktes (a), Aussendung des Strahls in Matrixform zur Ermittlung eines Profils (b) (eigene Darstellung nach (A_Bolender 2018, S. 20; Nischwitz & Fischer et al. 2019, S. 328))

Das „Back-Culling“ sorgt dafür, dass nur die Dreiecke auf der Oberfläche des zu vermessenden Körpers, die dem Ausgangspunkt zugewendet ist, auf Schnittpunkte geprüft werden. Die parallel zum Strahl liegenden Dreiecke werden über die Betrachtung des Normalenvektors ausgeschlossen. Gilt Formel 6-4 – wobei \vec{N}_d der Normalenvektor des Dreiecks und \vec{R} der Richtungsvektor des Strahls ist – dann muss das Dreieck auf einen Schnittpunkt geprüft werden. Der Algorithmus dient somit im Wesentlichen zum „Ausblenden“ der dem Ausgangspunkt abgewandten Seite eines Körpers.

$$\vec{N}_d \cdot \vec{R} < 0$$

6-4

Die eigentliche Überprüfung, ob ein Schnittpunkt zwischen einer Geraden und einem Dreieck existiert, erfolgt im hier implementierten RayTracing-Verfahren mit dem Möller-Trumbore-Algorithmus (Möller & Trumbore 1997), welcher sich durch die Verwendung einfacher Matrix-Operationen auszeichnet. Dieser sorgt dafür, dass nur die äußeren, dem Ausgangspunkt zugewandten Seiten der Flächen auf einen Schnittpunkt überprüft werden (A_Bolender 2018, S. 29). Die Implementierung des RayTracing-Algorithmus zur Bestimmung von Schnittpunkten nach (A_Bolender 2018, S. 29) ist im Anhang als Pseudocode dargestellt.

Der hier beschriebene RayTracing-Algorithmus macht es möglich, ein definiert im Raum liegendes Objekt mit kurzen Rechenzeiten durch die Auswertung der Schnittpunkte mit der ausgesendeten Gerade zu vermessen. Um den Algorithmus anwenden zu können, muss zunächst definiert werden, wie die CAD-Objekte wie Stator und Werkzeuge im Raum liegen, um sie zu vermessen.

6.3.2 Implementierung der CAE-Prozesskette

Zur genauen Beschreibung der CAE-Prozesskette wird zunächst der Aufbau der verschiedenen Software-Schnittstellen dargestellt und dann der allgemeine Ablauf des Programms innerhalb der Schnittstellen aufgezeigt. Darauf aufbauend wird im Detail erläutert, wie die CAD-Daten und das Wickelschema eingelesen werden. Im Anschluss daran wird gezeigt, wie daraus das Wickelprogramm erstellt wird.

Zunächst soll allerdings ein allgemeiner Überblick über den notwendigen Datenfluss innerhalb der CAE-Prozesskette gegeben werden. Eine Übersicht gibt Abbildung 6-12.

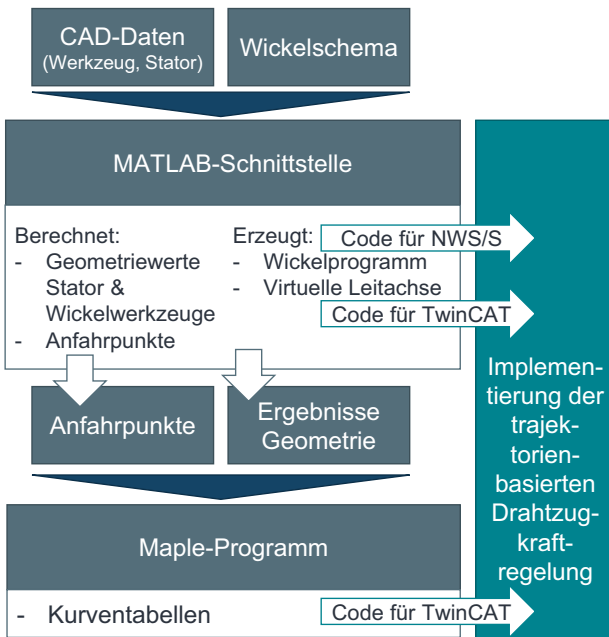


Abbildung 6-12: Überblick über den Datenfluss für die durchgehende CAE-Prozesskette

Als Basis dienen die CAD-Daten sowie das Wickelschema, welche in der MATLAB-Schnittstelle, deren Aufbau im Folgenden beschrieben wird, verarbeitet werden. Das Ergebnis der MATLAB-Schnittstelle sind die Geometriewerte von Stator und Wickelwerkzeug sowie die bereits in Abschnitt 4.2 definierten Anfahrpunkte (Durchfahrpunkt, Sicherpunkt usw.) für die konkrete Geometrie. Diese Daten können direkt an die bereits

in Abschnitt 5.2 vorgestellte Maple-Schnittstelle zur Weiterverarbeitung gegeben werden. Außerdem liegen das sich aus den Anfahrpunkten und dem Wickelschema ergebende Wickelprogramm sowie die zugehörige Programmierung der virtuellen Leitachse zur Implementierung in TwinCAT vor.

Die Kurventabellen, welche für die zu verarbeitende Geometrie notwendig sind, werden anschließend durch das Maple-Programm berechnet und in lesbarer Form für TwinCAT erzeugt. Damit ist eine vollständige digitale Prozesskette zur Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung möglich.

6.3.2.1 Anforderungen an die MATLAB-Schnittstelle

Um die Implementierung der MATLAB-Schnittstelle zur Verarbeitung der CAD-Daten übersichtlich zu gestalten und diese gegebenenfalls modular erweitern zu können, wird sie objektorientiert programmiert. Die Schnittstelle soll für nicht geübte Programmierer einfach über eine grafische Benutzeroberfläche (engl. graphical user interface oder kurz GUI) bedienbar sein. Die Schnittstelle soll zum einen in der Lage sein, vollautomatisiert ein gesamtes Wickelprogramm entsprechend eines Schemas zu erstellen, und zum anderen die Möglichkeit geben, kleine Wickelprogramme für bspw. den Versuchsbetrieb zu erstellen. Die Schnittstelle soll außerdem durch eine Kollisionserkennung bereits beim Erstellen des Wickelprogramms (insbesondere für den Versuchsbetrieb) ausschließen können, dass es zur Kollision von Wickelmaschine und Stator oder Werkzeug kommt.

6.3.2.2 Programmablauf in der MATLAB-Schnittstelle

Um das Wickelprogramm und die Datei für die virtuelle Leitachse zu erzeugen, wird der in Abbildung 6-13 grafisch dargestellte Programmablauf durchgeführt.

Das Programm der MATLAB-Schnittstelle kann in zwei Teilprogramme aufgeteilt werden. Im ersten Teil werden die CAD-Daten sowie das Wickelschema eingelesen und verarbeitet. Die Parameter (wie bspw. Durchmesser des Stators oder Werkzeugtiefe – vgl. Abbildung 4-5) von Werkzeug, Stator und Wickelschema werden dann an den zweiten Teil des Programmes übergeben, wo das eigentliche Wickelprogramm erzeugt wird, indem zunächst die Anfahrpunkte berechnet werden und dann der maschinenlesbare Code erzeugt wird. (A_Bolender 2018, S. 26; Hofmann & Bolender et al. 2019)

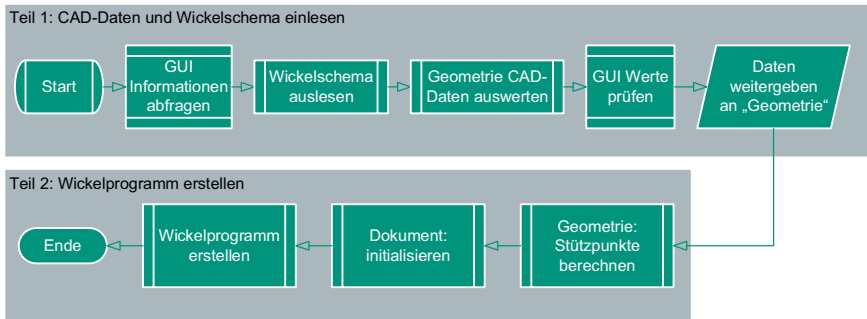


Abbildung 6-13: Übersicht über den Programmablauf in der MATLAB-Schnittstelle (eigene Darstellung nach (A_Bolender 2018, S. 26; Hofmann & Bolender et al. 2019))

Zur Interaktion des Programms mit dem Nutzer wird eine grafische Benutzeroberfläche implementiert. (A_Bolender 2018, S. 27)

Nach dem Aufbau der Schnittstelle werden die beiden Programmteile der MATLAB-Schnittstelle detailliert im Folgenden vorgestellt.

6.3.2.3 Aufbau der MATLAB-Schnittstelle

Die MATLAB-Schnittstelle ist zur Übersichtlichkeit in insgesamt 8 Klassen aufgebaut. Eine Übersicht über die Beziehung zwischen den verschiedenen Klassen ist in Abbildung 6-14 dargestellt. Auf die einzelnen Klassen und ihre Funktion wird im Folgenden genauer eingegangen.

Klasse „Steuerung“

Die Klasse Steuerung bildet als Schnittstelle zwischen den Programmteilen den Kern des Programmes. Sie kontrolliert die grafische Benutzeroberfläche und startet den Programmablauf über die Methode „ablauf()“. (A_Bolender 2018, S. 23; Hofmann & Bolender et al. 2019)

Klasse „Geometrie“

In der Klasse Geometrie werden alle einzulesenden Maße (vgl. Abbildung 4-5) aus den CAD-Daten gespeichert. Zusätzlich sind in dieser Klasse die Abmessungen der Wickelmaschine (bspw. Position der Statorrotationsachse (über den Mittelpunkt der Drehspindel) im Maschinenkoordinatensystem) hinterlegt. Außerdem werden die anzufahrenden

Stützpunkte (bspw. Durchfahrpunkt Verschaltseite) über die Funktionen in dieser Klasse berechnet und gespeichert. Zudem sind in dieser Klasse Funktionen zur Kollisionsvermeidung durch die Implementierung der möglichen Verfahrbewegungen der Maschine hinterlegt. (A_Bolender 2018, S. 24; Hofmann & Bolender et al. 2019)

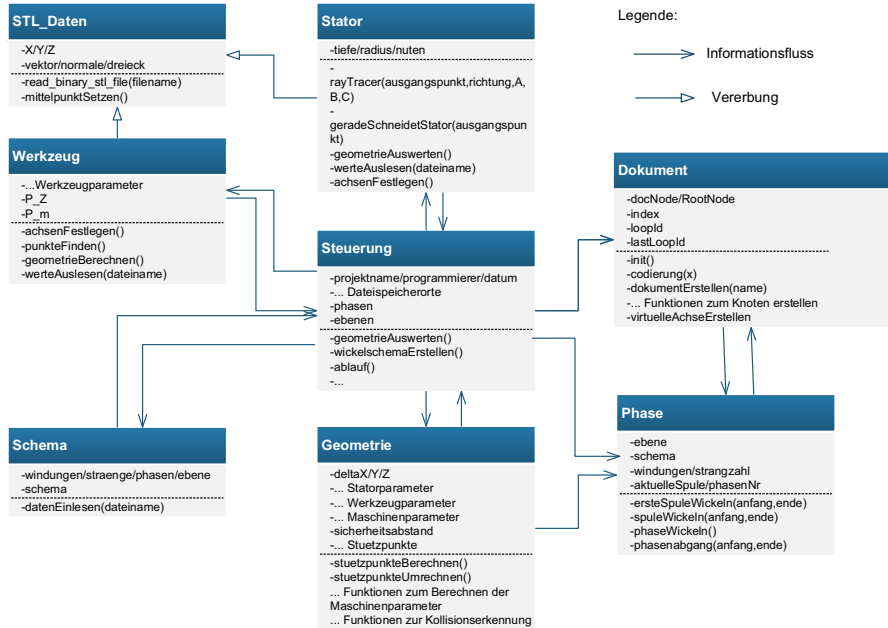


Abbildung 6-14: Klassendiagramm der MATLAB-Schnittstelle (eigene Darstellung nach (A_Bolender 2018, S. 24; Hofmann & Bolender et al. 2019))

Klasse „STL_Daten“

Die Klasse STL_Daten dient den Klassen Werkzeug und Stator als Basis, da in ihr die Funktionen zum Verarbeiten von STL-Daten enthalten sind. In dieser Klasse sind die Funktion zum Lesen von STL-Dateien und zum Verschieben des Mittelpunktes implementiert. (A_Bolender 2018, S. 24; Hofmann & Bolender et al. 2019)

Klasse „Stator“

Die Klasse Stator erbt von der Klasse STL_Daten und berechnet und speichert die Parameter des Stators. Über die Funktion „werteAuslesen(...)“ ist der Informationsaustausch zur Steuerungs-Klasse gegeben. (A_Bolender 2018, S. 25; Hofmann & Bolender et al. 2019)

Klasse „Werkzeug“

Die Klasse Werkzeug ist analog zur Klasse „Stator“ aufgebaut. Sie enthält Variablen zum Speichern und Berechnen der Werkzeug-Parameter und ist über die Funktion „werteAuslesen(...)“ mit der Klasse Steuerung verbunden. (A_Bolender 2018, S. 25; Hofmann & Bolender et al. 2019)

Klasse „Schema“

Die Schema-Klasse enthält eine Funktion und die Variablen zum Speichern des Wickelschemas und dient als Schnittstelle zum Einlesen des Wickelschemas. (A_Bolender 2018, S. 25; Hofmann & Bolender et al. 2019)

Klasse „Phase“

Jede Instanz der Klasse Phase enthält das Wickelschema der entsprechenden Phase sowie die dazugehörige Strang- und Windungszahl. Sie dient letztlich der Erstellung des eigentlichen Wickelprogramms. (A_Bolender 2018, S. 25; Hofmann & Bolender et al. 2019)

Klasse „Dokument“

Die Klasse Dokument erstellt die Ausgangsdatei, welche aus einzelnen Knoten besteht und das eigentliche Wickelprogramm darstellt. Außerdem wird in dieser Klasse die Ausgangsdatei für die virtuelle Achse erzeugt. (A_Bolender 2018, S. 26; Hofmann & Bolender et al. 2019)

6.3.2.4 Verarbeitung der CAD-Daten und des Wickelschemas

Im Rahmen dieses Kapitels wird zunächst dargestellt, wie die im STL-Format vorliegenden CAD-Daten mit Hilfe des RayTracing-Verfahrens verarbeitet werden. Im Anschluss wird die Aufbereitung des Wickelschemas aufgezeigt.

Stator

Um das Wickelprogramm erstellen zu können, werden vom Stator die Tiefe, der innere Radius (Abstand vom Mittelpunkt bis zum Fuß des Statorzahns) und die Anzahl der Nuten benötigt. Um diese Werte auslesen zu können, muss die STL-Datei des Stators zunächst ideal im Raum platziert werden. Dafür wird zunächst das Koordinatensystem so verschoben, dass es sich im Mittelpunkt des Stators befindet. Über das RayTracing-Verfahren wird die X-Achse des Koordinatensystems als diejenige festgelegt, welche keinen Schnittpunkt mit dem Stator hat. Die X-Achse befindet sich somit auf der Statorrotationsachse, die beiden anderen Achsen werden im Sinne eines rechtshändigen Koordinatensystems festgelegt. (A_Bolender 2018, S. 33)

Die Statortiefe berechnet sich über den Betrag des Abstandes zwischen der minimalen und der maximalen X-Koordinate aller Punkte. Der innere Radius des Stators berechnet sich aus dem Punkt mit dem minimalen Abstand zur X-Achse. (A_Bolender 2018, S. 33)

Für die letzte zu bestimmende Größe, die Anzahl der Nuten des Stators, wird ein virtueller Kreis über die Statornuten gelegt (vgl. Abbildung 6-15). Der Radius des Kreises bestimmt sich über den inneren Radius des Stators plus einem Offset. Der Kreis wird nun im Abstand von $0,5^\circ$ in Punkte entlang des Kreises aufgeteilt. Jeder der Punkte ist ein Ausgangspunkt für einen Strahl des RayTracing-Algorithmus entlang der X-Achse. Sobald ein Wechsel zwischen einem Strahl mit Schnittpunkt im Stator und einem ohne stattfindet, wird eine Kante gezählt. Die Anzahl der Nuten ist schlussendlich die Hälfte der gezählten Kanten. (A_Bolender 2018, S. 33–35)

Der Algorithmus zur Bestimmung der Geometriewerte des Stators nach (A_Bolender 2018, S. 33–35) ist im Anhang dargestellt.

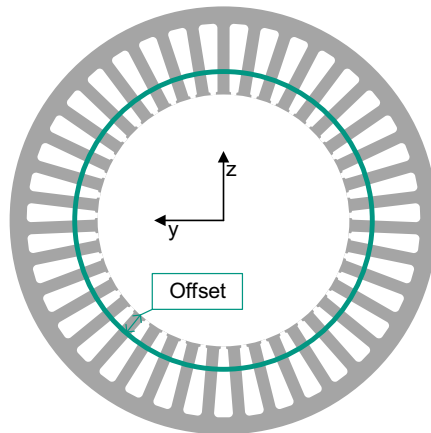


Abbildung 6-15: : Virtueller Kreis zur Bestimmung der Anzahl der Nuten (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Bolender 2018, S. 35))

Wickelwerkzeuge

Auch für das Bestimmen der Maße eines Wickelwerkzeuges wird zunächst das Koordinatensystem festgelegt, wobei – analog zum Stator – der Mittelpunkt der Daten im Koordinatenursprung liegt. Dafür wird zunächst eine virtuelle Box um die eingelesenen Dreiecke der Werkzeuggeometrie gelegt, deren Seiten vermessen werden. Die kürzeste Seite wird zur Z-Achse definiert und die längste Seite zur Y-Achse. Die verbleibende Achse ist die X-Achse. Die Rotation des Werkzeuges im Koordinatensystem muss so abgebildet werden, dass das Werkzeug wie in Abbildung 6-16 im Raum liegt. (A_Bolender 2018, S. 37–38)

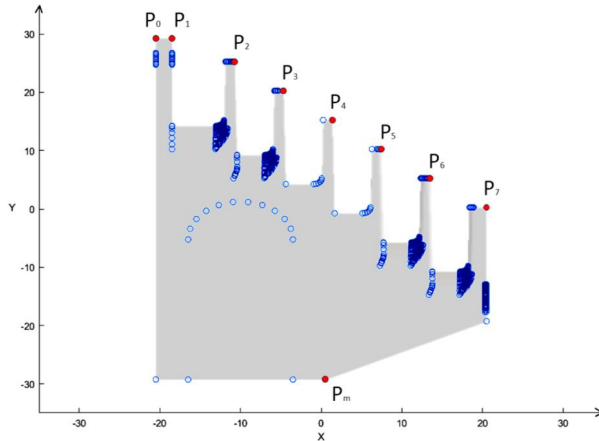


Abbildung 6-16: Darstellung des Werkzeuges im Koordinatensystem (A_Bolender 2018, S. 38; Hofmann & Bolender et al. 2019)

Zur Berechnung der verschiedenen Werkzeugbreiten und -tiefen ist die Z-Koordinate irrelevant, weshalb alle Punkte in die X-Y-Ebene projiziert werden. Die in Abbildung 6-16 erkennbaren Punkte P_0 bis P_7 und P_m müssen aus den CAD-Daten gefunden werden. Dafür werden nur noch die Eckpunkte aller Dreiecke analysiert, die hier in Blau dargestellt sind. Lediglich die roten Punkte sind zur Weiterverarbeitung notwendig. Um die einzelnen Punkte zu bestimmen, wird entlang der X-Achse jeweils der Punkt mit dem höchsten Wert in der Y-Koordinate gesucht. Dieser wird gespeichert, die Werte links dieses Punktes werden gelöscht und der nächste Punkt, der die Bedingung erfüllt, wird gesucht. Um P_m zu finden, wird analog vorgegangen, allerdings wird nach dem Punkt mit dem höchsten X-Wert bei niedrigstem Y-Wert gesucht. (A_Bolender 2018, S. 37–39; Hofmann & Bolender et al. 2019)

Der Algorithmus zur Bestimmung der Geometriewerte des Stators nach (A_Bolender 2018, S. 39) ist im Anhang in Pseudocode dargestellt.

Fazit:

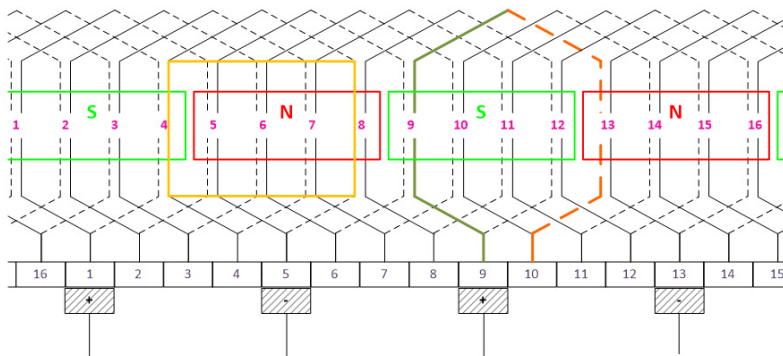
Mit den dargestellten Algorithmen ist es möglich, die CAD-Daten von den beschriebenen Statoren und Wickelwerkzeugen im Raum so zu positionieren, dass die für die Weiterverarbeitung notwendigen Werte automatisiert ausgewertet werden können.

Wickelschema

Da es keine einheitliche digitale Darstellungsweise von Wickelschemata gibt und diese klassischerweise für jeden Stator abgewickelt dargestellt werden, wird zunächst eine einheitliche Darstellung von Wickelschemata definiert. Eine klassische Darstellung eines aufgeklappten Wickelschemas sowie eines Stirnbildes sind in Abbildung 6-17 dargestellt. Beide Darstellungsformen sollen hier nicht weiter erläutert werden – genauere Informationen finden sich in der klassischen Literatur zur Auslegung elektrischer Maschinen. (Fischer 2013; Müller & Ponick 2012)

Hier soll lediglich deutlich gemacht werden, dass die zumeist grafische Darstellung von Wickelschemata in ein maschinenlesbares Datenformat übersetzt werden muss. Dabei müssen die Informationen übergeben werden, welcher Spulenstrang von welcher Nut zu in welche andere Nut gelegt wird.

Im Rahmen dieser Arbeit wird daher eine Darstellungsart gewählt, in der das Wickelschema zunächst in eine Excel-Tabelle eingetragen wird und diese dann in MATLAB nach einem eigens definierten Vorgehen eingelesen wird.



(a)

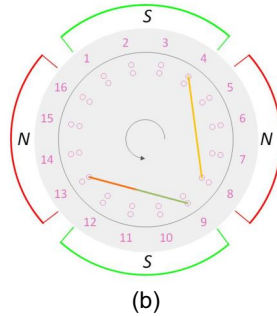


Abbildung 6-17: Beispielhafte Darstellungsformen eines Wickelschemas einer Schleifenwicklung in einer Mantelabwicklung (a) und einem Stirnbild (b) (A_Schmidt 2017, S. 6)

Für jede Phase muss für jede Spule die Nummer der Nuten eingetragen werden, in die der Draht gewickelt wird. Durch den Wert Start und Ende wird die Richtung der zu bewickelnden Spule vorgegeben (in grafischen Darstellungen wird dies durch Richtungspfeile aufgezeigt). Die Werte für die Anzahl an Windungen und Strängen werden als Zusatzwerte auf dem Wickelschema angegeben und müssen in die Excel-Tabelle übertragen werden. Der Wert der Ebenen des Wickelwerkzeugs ist spezifisch für das Fünf-Achs-Nadelwickeln und bestimmt, in wie viele Ebenen eine Phase jeweils abgelegt wird. Dies muss separat in das Excel-Dokument eingetragen werden. Für den ProLemo-Stator bedeutet dies bspw. bei sechs Wickelbenen im Werkzeug und drei zu wickelnden Phasen, dass jede Phase in zwei Ebenen gewickelt werden kann. Für NeWwire hingegen gilt bei drei Werkzeugebenen, dass jede Phase auch nur in einer Ebene abgelegt werden kann. Die so beschriebene Excel-Tabelle wird mit MATLAB eingelesen und verarbeitet. (A_Bolender 2018, S. 39–40)

6.3.2.5 Erstellung des Wickelprogramms

Zur Erzeugung des Wickelprogramms wie im zweiten Teil des Programmablaufs in Abbildung 6-13 wird aus den berechneten Anfahrpunkten der Programmcode für das Wickelprogramm erzeugt. Damit das Wickelprogramm von der Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine gelesen werden kann, muss dieses als sog. „amp“-Datei vorliegen. Dieses herstellenspezifische Dateiformat ist nach dem XML-Standard aufgebaut (engl. Extensible Markup Language; dt. Erweiterbare Auszeichnungssprache). XML besteht zum einen aus Elementen („Tags“), die einen Start und ein Ende haben, und zum anderen

aus Attributen, die den Elementen zugeordnet werden. So entsteht eine Baumstruktur, an deren Beginn ein einzelnes Wurzel-Element steht. (Ray 2006, S. 2–6)

In Quelltext 6-1 ist beispielhaft ein XML-Knoten für die Bewegung der X-Achse dargestellt.

Quelltext 6-1: XML-Knoten für die Bewegung der x-Achse

```
<LOC index="this is a index">
  <INSTRUCTION>Achse_X</INSTRUCTION>
  <LABEL><SYMBOL/><ID/></LABEL>
  <WAIT>true</WAIT><SKIP>false</SKIP><HALT>false</HALT><FLAGS>0</FLAGS>
  <PARAMETERS index="0" sc="opt">opt</PARAMETERS>
  <PARAMETERS index="1" sc="cmd">0</PARAMETERS>
  <PARAMETERS index="2" sc="pos">pos</PARAMETERS>
  <PARAMETERS index="3" sc="zft">0</PARAMETERS>
  <PARAMETERS index="4" sc="ges">0</PARAMETERS>
  <PARAMETERS index="5" sc="bsg">0</PARAMETERS>
  <PARAMETERS index="6" sc="vzg">0</PARAMETERS>
  <COMMENT>this is a comment</COMMENT>
  <VERSION>1</VERSION>
</LOC>
```

Zur Darstellung von XML-Dateien in einer Programmiersprache kann die DOM-Schnittstelle (engl. „Document Object Model“) angewendet werden, welche die Baumstruktur einer XML-Datei darstellt. Jedes der Elemente wird hier als eigenes Element gespeichert. Über das Package „org.w3c.dom“ können über MATLAB DOM-Objekte bearbeitet und erstellt werden. (Harold & Means 2005, S. 331–334)

Das eigentliche Wickelprogramm ist eine Aneinanderreihung von verschiedenen Bewegungsbefehlen, welche jeweils einen einzelnen Knoten des Dokumentes darstellen. Für die bisher rein parametrisch beschriebenen Anfahrpunkte und die Achsbewegungen werden reale, verfahrbare Achsen hinterlegt und die Anfahrpunkte für die jeweilige Statorgeometrie werden berechnet.

Die in Kapitel 4 in Abbildung 4-5 dargestellten Anfahrpunkte berechnen sich dabei nach (A_Sun 2017, S. 23–24; A_Bolender 2018, S. 49) zu Formel 6-5 bis 6-8 auf der Statorrückseite.

$$P_{o,dpr} \begin{cases} X_{dpr} = -\left(\frac{t_{Stator}}{2} + Wt_i\right) \\ Z_{dpr} = r_{i,Stator} - V_a \end{cases} \quad 6-5$$

$$P_{O,zpr} \begin{cases} X_{zpr} = -\left(\frac{t_{stator}}{2} + Wt_a + 15mm\right) \\ Z_{zpr} = r_{i,stator} - \frac{Wb_6}{2} \end{cases} \quad 6-6$$

$$P_{O,vpr,e} \begin{cases} X_{vpr,e} = -\left(\frac{t_{stator}}{2} + Wt_a - Wt_i + 3mm\right) \\ Z_{vpr,e} = r_{i,stator} - Wb_i \end{cases} \quad 6-7$$

$$P_{O,spr,e} \begin{cases} X_{spr,e} = X_{vpr,e} \\ Z_{spr,e} = Z_{vpr,e} - 5mm \end{cases} \quad 6-8$$

Dabei ist t_{stator} die Statortiefe, $r_{i,stator}$ der innere Radius des Stators und V_a der Sicherheitsabstand zwischen der x-Achse und dem Statorinneren. Die zusätzlichen Summanden (bspw. 3mm, 5mm und 10mm) sind experimentell ermittelte Sicherheitsabstände. Die restlichen Bezeichnungen und Definitionen sind in Abbildung 4-5 dargestellt.

Analog zu den Berechnungen der Rückseite kann die Verschaltseite nach (A_Sun 2017, S. 23–24; A_Bolender 2018, S. 49) über Formel 6-9 bis Formel 6-12 bestimmt werden.

$$P_{O,dpv} \begin{cases} X_{dpv} = \frac{t_{stator}}{2} + Wt_a + 10mm \\ Z_{dpv} = r_{i,stator} - V_a \end{cases} \quad 6-9$$

$$P_{O,zpv} \begin{cases} X_{zpv} = \frac{t_{stator}}{2} + Wt_a + 3mm \\ Z_{zpv} = r_{i,stator} + Wb_4 \end{cases} \quad 6-10$$

$$P_{O,vpv,e} \begin{cases} X_{vpv,e} = \frac{t_{stator}}{2} + Wt_a - Wt_i \\ Z_{vpv,e} = r_{i,stator} + Wb_i \end{cases} \quad 6-11$$

$$P_{O,spv,e} \begin{cases} X_{spv,e} = X_{vpv,e} \\ Z_{spv,e} = Z_{vpv,e} - 5mm \end{cases} \quad 6-12$$

Zusätzlich zu den Anfahrpunkten werden den einzelnen Bewegungen entlang der virtuellen Achse in der Steuerung hinterlegte Funktionen zugewiesen. Diese sind in Tabelle 6-5 dargestellt.

Ausgehend von dem eingelesenen Wickelschema können nach diesem Muster jetzt die einzelnen Knotenbausteine in der DOM-Schnittstelle aufgelistet und so das finale Wickelprogramm erstellt werden. Beispielhaft ist nach (A_Bolender 2018, S. 53) im Anhang in Pseudocode dargestellt, wie der Programmcode für das Wickeln einer Spule

erzeugt wird. Für jeden anzufahrenden Stützpunkt werden zuerst die Maschinenparameter berechnet. Mit den berechneten Werten wird dann der jeweilige Befehl erstellt und als ein Knotenelement dem Wickelprogramm hinzugefügt.

Tabelle 6-5: Zuweisung von Bewegungsfunktionen

Bewegung	Funktionsname	Beschreibung
$\omega \in [0,1]$	einzelfahrt_X	Einzelfahrt X-Achse
$\omega \in [1,3]$	gruppenfahrt	Gruppenfahrt
$\omega \in [3,4]$	wickelspindelDrehen	Wickelspindel drehen
$\omega \in [4,5]$	einzelfahrt_Z	Einzelfahrt Z-Achse
$\omega \in [5,7]$	gruppenfahrt	Gruppenfahrt
$\omega \in [7,8]$	einzelfahrt_X	Einzelfahrt X-Achse
$\omega \in [8,9]$	umDueseRotieren	Um Nadelspitze Rotieren
$\omega \in [9,11]$	gruppenfahrt	Gruppenfahrt
$\omega \in [11,12]$	wickelspindelDrehen	Wickelspindel drehen
$\omega \in [12,13]$	einzelfahrt_Z	Einzelfahrt Z-Achse
$\omega \in [13,15]$	gruppenfahrt	Gruppenfahrt
$\omega \in [15,16]$	umDueseRotieren	Um Nadelspitze Rotieren

Zusätzlich wird eine parameterbasierte Kollisionsprüfung in die Berechnungsstruktur implementiert. Nach (A_Sun 2017, S. 39–41) gibt es drei mögliche Kollisionsfälle, die durch die CAD/CAM-Schnittstelle unbedingt erkannt werden müssen:

1. Kollision zwischen der Nadel und den Wickelwerkzeugen
2. Kollision zwischen dem Nadelarm und dem Stator
3. Kollision zwischen den Umlenkrollen auf dem Nadelträger bzw. auf dem Nadelarm mit dem Stator

Alle drei genannten Fehler treten insbesondere bei der Verlegung auf der Rückseite auf. Sobald eine Kollision erkannt wird, wird eine Fehlermeldung ausgegeben und der Benutzer kann eigenständig in das Programm eingreifen. Werden bspw. die Stützpunkte manuell verschoben, kann die Kollisionsprüfung bestanden werden. Dies führt aber auch zu einer Verringerung der Sicherheitsabstände zwischen bspw. Werkzeug und Nadel. Bei falscher Montage der Werkzeuge auf dem Stator kann es dann trotzdem zu ungewollten Kollisionen kommen.

6.3.3 Validierung der MATLAB-Schnittstelle

Die Validierung der MATLAB-Schnittstelle erfolgt in zwei Schritten. Zunächst muss sichergestellt werden, dass die Geometriedaten richtig eingelesen werden und keine

Fehler bei der Verarbeitung der Daten auftreten. Im zweiten Schritt werden die erstellten Wickelprogramme anhand von Wickelversuchen validiert.

Für die Validierung der CAD-Datenverarbeitung durch die Rekonstruktion mit dem RayTracing Algorithmus werden jeweils die Geometrien von Stator und Werkzeug von ProLemo und NeWwire eingelesen und die Ergebnisse mit den Daten auf den technischen Zeichnungen verglichen.

Zunächst sollen die Ergebnisse der Geometrieauswertung der Statorgeometrien bewertet werden. Dafür werden die STL-Daten der beiden Stator-Dateien mit der MATLAB-Schnittstelle eingelesen. Als Vergleich dienen die technischen Zeichnungen, welche mit Siemens NX 11 für beide Statoren erstellt wurden.

Die Ergebnisse sind in Tabelle 6-6 dargestellt. Es gibt keinerlei Abweichungen zwischen den Daten für beide Geometrien. Das Einlesen der Statorgeometrie mit dem RayTracing Algorithmus ist damit validiert.

Tabelle 6-6: Validierung der CAD/CAM Schnittstelle – Statorgeometrie (A_Bolender 2018, S. 42; A_Schmid 2019, S. 29)

	ProLemo Abweichung in %	NeWwire Abweichung in %
Statortiefe	0%	0%
Innerer Radius	0%	0%
Anzahl Nuten	0%	0%

Für die Wickelwerkzeuge standen insgesamt 3 Geometrien für die Validierung zur Verfügung. Für die ProLemo Wickelwerkzeuge gab es zwei verschiedene Versionen der Werkzeuge, da die erste Version im Rahmen des Projektes als erster Prototyp entwickelt wurde und die zweite eine standardisierte Weiterentwicklung der ersten Version war. Für NeWwire existiert eine dritte Version von Wickelwerkzeugen, die in ihrer Geometrie stark von den anderen beiden Werkzeugen abweicht (vgl. Abbildung 6-18 (a)-(c)). Da die NeWwire-Geometrie aus Abbildung 6-18 (c) nicht den Designrichtlinien entspricht, um von der MATLAB-Schnittstelle verarbeitet zu werden, wird das Werkzeug wie in Abbildung 6-18 (d) nachbearbeitet (Nuten werden entfernt).

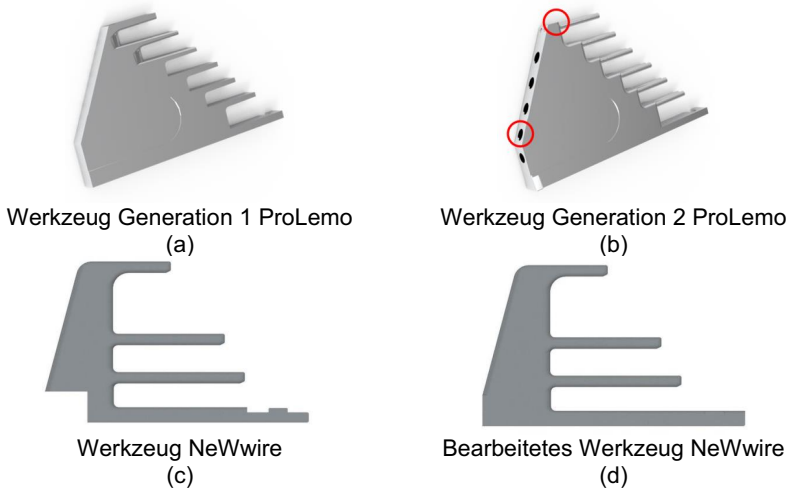


Abbildung 6-18: Vergleich der verschiedenen Versionen des Wickelwerkzeuges nach (A_Bolender 2018, S. 43; A_Schmid 2019, S. 31) (Bilder aufbauend auf CAD-Daten von Aumann)²²

Die Ergebnisse der Validierung sind in Tabelle 6-7 dargestellt.

Zunächst werden die Ergebnisse des ProLemo Werkzeuges diskutiert. Wie in Tabelle 6-7 zu erkennen, wird das erste Werkzeug ProLemo 1 ohne Abweichungen erkannt.

Für das zweite Werkzeug ProLemo 2, muss geprüft werden, ob die fertigungsbedingten Bohrungen (vgl. rote Markierungen in Abbildung 6 19 (b)) zu Abweichung führen. Wie in Tabelle 6-7 dargestellt, wird auch das zweite ProLemo Werkzeug in seiner Geometrie vom RayTracing Algorithmus fehlerfrei ausgelesen.

Für das NeWwire Werkzeug gilt, dass das originale Werkzeug im CAD so nachbearbeitet werden, dass es für die Schnittstelle lesbar ist. Das bedeutet, dass fertigungsbedingte Absätze (vgl. Abbildung 6-18 (c) & (d)) zunächst manuell wieder aufgefüllt werden, damit sie durch die MATLAB-Schnittstelle nicht fälschlicherweise als Kanten für die Werkzeugtiefe erkannt werden. Die Übersicht in Tabelle 6-7 zeigt, dass auch das

²² Die CAD-Daten wurden von der Firma Aumann zur Verfügung gestellt und durch Marius Koschitzki im Rahmen des Forschungsprojektes NeWwire erstellt.

NeWire Werkzeug so durch den RayTracing Algorithmus erkannt wird und die notwendigen Geometrieparameter ausgelesen werden können.

Tabelle 6-7: Validierung der CAD/CAM-Schnittstelle – Werkzeuggeometrie (A_Bolender 2018, S. 42–43; A_Schmid 2019, S. 30–33)

	ProLemo 1 Abweichung in %	ProLemo 2 Abweichung in %	NeWire bearbeitet Abweichung in %
Wb ₁	0%	0%	0%
Wb ₂	0%	0%	0%
Wb ₃	0%	0%	0%
Wb ₄	0%	0%	-
Wb ₅	0%	0%	-
Wb ₆	0%	0%	-
Wt ₁	0%	0%	0%
Wt ₂	0%	0%	0%
Wt ₃	0%	0%	0%
Wt ₄	0%	0%	-
Wt ₅	0%	0%	-
Wt ₆	0%	0%	-
Wb	0%	0%	0%
Wt _{außen}	0%	0%	0%
Wt _{innen}	0%	0%	0%

Für die Validierung der Erstellung von Wickelprogrammen werden zwei verschiedene Wickelprogramme erstellt. Zum einen wird klassisch ein Wickelschema eingelesen und daraus ein Wickelprogramm für die Bewicklung eines Stators erstellt und zum anderen wird ein Programm zur Wicklung einer Windung erstellt.

Für den ProLemo-Stator und für den NeWire-Stator wird jeweils das Wickelschema wie beschrieben als Excel Tabelle eingelesen. Für beide Statoren inkl. Wickelwerkzeugen wird automatisiert und ohne Fehlermeldung ein Wickelprogramm erstellt. Die Wickelprogramme sind über die Anfahrpunkte, die in manuellen Versuchen Punkt für Punkt angefahren werden, validiert worden. Es kommt bei keinem der beiden Programme zu Kollisionen, die Erstellung von Wickelprogrammen für gesamte Statoren kann als valide angesehen werden. Das Erstellen eines Wickelprogramms kann in 35-60 Sekunden durchgeführt werden (je nach Benutzer und Kenntnisstand der MATLAB-Schnittstelle). Hinzu kommt eine Erstellung der Tabelle für das Einlesen des Wickelschemas, was je nach Kenntnisstand zwischen 5 und 10 Minuten dauert. Eine manuelle

Programmierung eines Wickelschemas für einen gesamten Stator dauert selbst für geübte Programmierer bis zu acht Stunden.

Um eine einzelne Spule bzw. Windung zu wickeln, gibt es in der GUI auch die Möglichkeit, den „manuellen Modus“ auszuwählen. Ein Ausschnitt ist in Abbildung 6-19 zu erkennen.

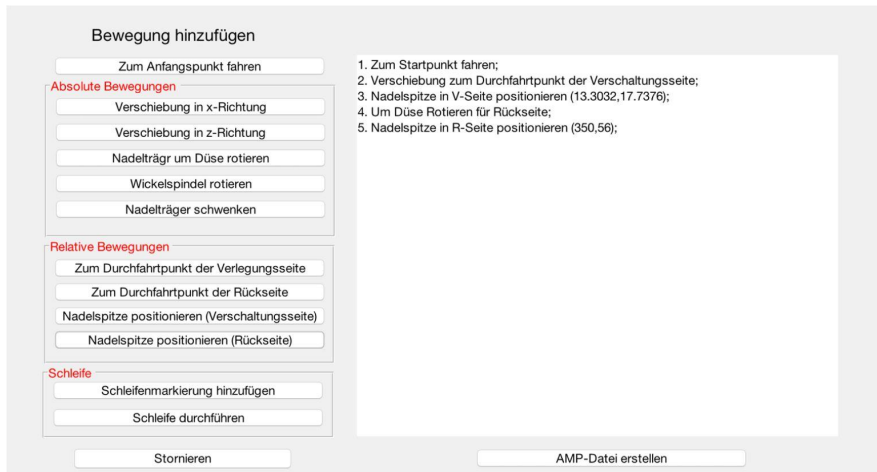


Abbildung 6-19: Ausschnitt aus der GUI zum manuellen Erstellen eines Wickelprogramms mit der MATLAB-Schnittstelle (A_Sun 2017, S. 58)

In diesem Modus ist es bspw. auch möglich, die Nadelspitze über die in Abbildung 6-20 dargestellten Schieberegler aktiv zu verschieben. Bei Kollision der Nadel mit dem Werkzeu erzeugt das Programm eine Fehlermeldung.

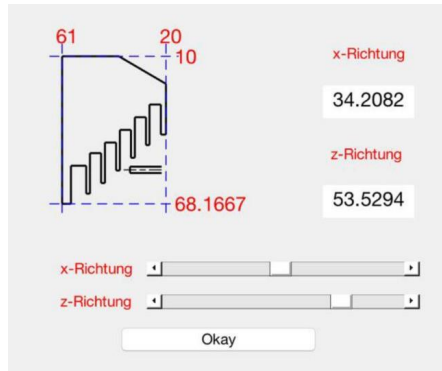
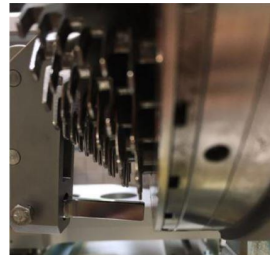


Abbildung 6-20: Manuelle Verschiebung der Nadelspitze (A_Sun 2017, S. 60)

Das so erstellte manuelle Programm wird in Wickelversuchen validiert, in dem wiederum jeder vom Programm erstellte Punkt einzeln angefahren wird. Ein optischer Vergleich des Verlegungspunktes auf der Rückseite ist in Abbildung 6-21 dargestellt.



(a)



(b)

Abbildung 6-21: Optische Validierung des erstellten Programmcodes - Darstellung in der MATLAB-Schnittstelle (a), angefahrener Punkt (b) (A_Sun 2017, S. 64)

Die MATLAB-Schnittstelle kann somit als validiert angenommen werden. Mithilfe des „manuellen Modus“ werden Wickelprogramme zur Bewegung der X-Achse mit einer Einzelfahrt sowie die dazugehörige virtuelle Leitachse erstellt. Damit ist die Grundlage für die Validierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung mittels einer durchgehenden CAE-Prozesskette gelegt.

6.3.4 Zusammenfassung des Aufbaus der CAE-Prozesskette

Im Rahmen dieses Kapitels wurde eine MATLAB-Schnittstelle vorgestellt, die in der Lage ist, CAD-Daten eines Stators und der dazugehörigen Wickelwerkzeuge und des Wickelschemas einzulesen und daraus automatisch ein Wickelprogramm zu erstellen. Die Schnittstelle ist in MATLAB erstellt und in Klassen aufgebaut und kann somit ohne weiteres ergänzt und an weitere Randbedingungen angepasst werden. Durch die Schnittstelle werden auch automatisiert die Programme für die virtuelle Leitachse und über die Schnittstelle zum Maple-Code die dazugehörigen Kurventabellen bereitgestellt. Somit sind alle Voraussetzungen erfüllt, um den Prozess des Fünf-Achs-Nadelwickelns vollständig digital abbilden zu können und auch für neue Geometrien schnell umrüsten zu können.

6.4 Zusammenfassung der Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung mithilfe einer durchgehenden CAE-Prozesskette

Im Rahmen dieses Kapitels konnte die vierte Forschungsfrage nach der Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung durch die Entwicklung einer durchgehenden CAE-Prozesskette positiv beantwortet werden. Es konnte gezeigt werden, dass die virtuelle Leitachse systematisch und parametrisiert als neue Achse in die Steuerung implementiert werden kann. Außerdem wurden die für die Implementierung der Lageregelung notwendigen Parameter erarbeitet. Zusätzlich konnte eine MATLAB-Schnittstelle aufgebaut werden, mit der es möglich ist, den Prozess des Fünf-Achs-Nadelwickelns vollständig digital abzubilden. Damit sind die Grundvoraussetzungen für die Validierung der Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung gelegt.

7 Validierung der Implementierung und Potenzialanalyse

Für die Validierung der Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung werden erneut Wickelversuche für den Wickelschritt $\omega \in [0,1]$ durchgeführt, was der Durchfahrt von der Verschaltseite zur Rückseite entspricht. Wie bereits in Abschnitt 2.1.4 beschrieben ist die Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine im Vergleich zum Linearwickeln bezogen auf die abgelegte Drahtmenge pro Sekunde sehr langsam. Zunächst sollen daher in diesem Abschnitt die Ergebnisse der Validierungsversuchsreihe dargestellt und dann im zweiten Abschnitt bewertet werden.

7.1 Experimentelle Validierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung

In der abschließenden Versuchsreihe wird die implementierte Betriebsart Lagesynchronisation mit elektronischen Kurvenscheiben mit der klassischen Momentenregelung verglichen. Beide Versuche werden mit einem Kupferlackdraht mit einem Durchmesser von $0,63\text{mm}$ (Grad 2 Isolation) durchgeführt. Die Wickelversuche werden für den Wickelschritt $\omega \in [0,1]$ durchgeführt, da in diesem Schritt die meiste Menge an Draht gefördert wird. Für die Versuche mit der Momentenregelung wird an der Bremse 5% des maximalen Bremsmomentes eingestellt. Die Verfahrgeschwindigkeit beträgt in beiden Versuchsreihen 100%. Die Drahtzugkraft wird am Sensor ausgewertet. Für beide Versuchsreihen wird der Draht zunächst bei ausgeschalteter Bremse manuell befestigt und über die Momentenregelung (5%) wird die Grunddrahtzugkraft aufgebracht. Daraufhin werden die Versuchsreihen in der jeweiligen Regelungsart gestartet.

Die Lagesynchronisation wird mit den in Tabelle 6-3 und Tabelle 7-1 dargestellten Parametern eingestellt.

Tabelle 7-1: Eingestellte Parameter nach Versuchsoptimierung

Parameter	Wert
P-0-0054 Leitachposition additiv	0°
P-0-0085 Dynamische Winkelverschiebung	0%
P-0-0061 Winkelverschiebung Tabellenanfang	0°

In Abbildung 7-1 sind die Ergebnisse der Versuchsreihe der Momentenregelung dargestellt. Es wurden insgesamt fünf Versuche durchgeführt, wobei einer für die Auswertung

nicht in Betracht gezogen wurde, da die Ergebnisse zu stark von den restlichen Versuchen abwichen. In Abbildung 7-1 ist der Mittelwert über die Drahtzugkraft entlang der virtuellen Leitachse ω abgebildet. Es ist zu erkennen, dass eine max. Standardabweichung von bis zu 5,58N in die Ergebnisauswertung mit einfließt. Die mittlere Standardabweichung beträgt 3,95N.

In Abbildung 7-2 sind die Ergebnisse der Lageregelung dargestellt. Es wurden insgesamt fünf Versuche durchgeführt. In Abbildung 7-2 ist der Mittelwert der Versuche inkl. der Standardabweichung aufgetragen. Die maximale Standardabweichung beträgt 3,98N. Die mittlere Standardabweichung ist auf 0,94N gesunken.

Der Vergleich der Ergebnisse des Mittelwertes der Versuchsreihen ist in Abbildung 7-3 dargestellt. Aufgrund der Übersichtlichkeit wird hier auf die Darstellung einer Standardabweichung verzichtet. Die Lageregelung ist in Orange dargestellt, während die Momentenregelung als blaue Linie eingezeichnet ist.

Es wird ersichtlich, dass sich die Werte der Drahtzugkraft im Mittel durch die Lageregelung und die Momentenregelung im Verlauf nur gering voneinander unterscheiden. Es ist erkennbar, dass die Schwankungen der Drahtzugkraft bei der Lageregelung geringer ausfallen als in der Momentenregelung, was an der Standardabweichung deutlich wird. Die maximale über die Versuche gemittelte Drahtzugkraft ist jedoch bei der Lageregelung höher als bei der Momentenregelung.

Eine Diskussion der Ergebnisse wird im folgenden Abschnitt vorgenommen.

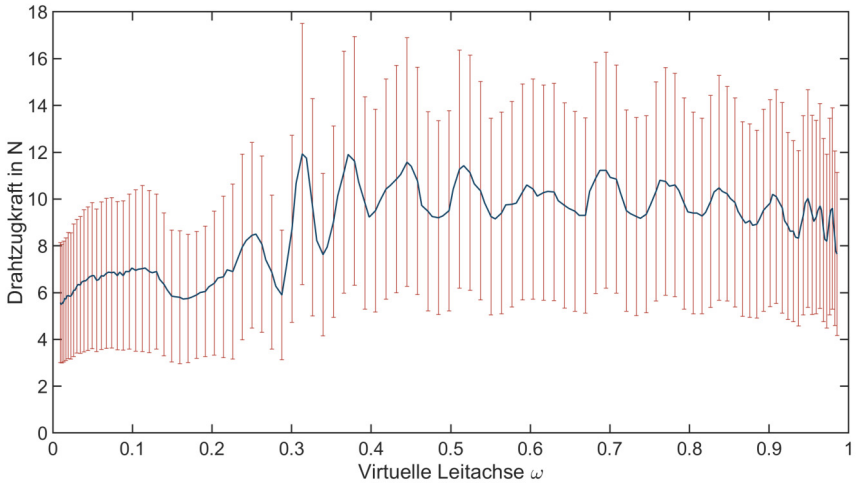


Abbildung 7-1: Ergebnisse der Versuchsreihe der Momentenregelung

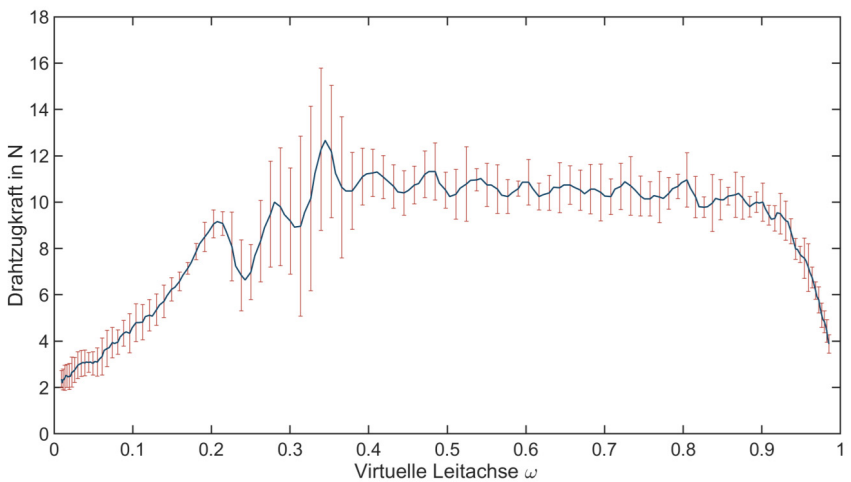


Abbildung 7-2: Ergebnisse der Versuchsreihe der Lageregelung

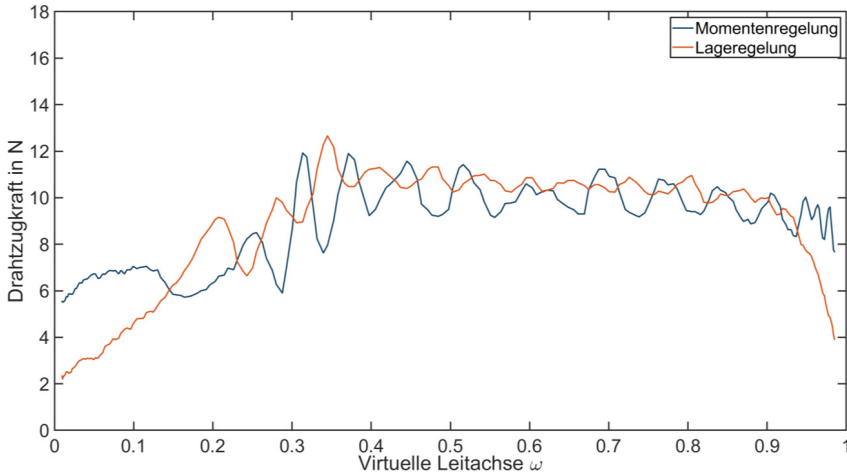


Abbildung 7-3: Vergleich zwischen der Betriebsart Lagesynchronisation (in Orange) und der Momentenregelung (in Blau) (übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))

7.2 Bewertung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung

Die Ergebnisse der Implementierung der Betriebsart Lagesynchronisation mit elektronischer Kurvenscheibe zeigen auf den ersten Blick bei der betrachteten Wickelgeschwindigkeit keine wesentliche Verbesserung gegenüber der Momentenregelung, bezogen auf die maximale Drahtzugkraft. Allerdings ist festzustellen, dass ein positiver Einfluss auf die maximalen Drahtzugkraftschwankungen zu beobachten ist. Zudem wird deutlich, dass die mittlere Standardabweichung deutlich reduziert werden kann. Dies wird insbesondere in Abbildung 7-4 deutlich. Dies zeigt, dass die Versuchsreihen mit der Lageregelung deutlich reproduzierbarer sind, als diejenigen mit der Momentenregelung.

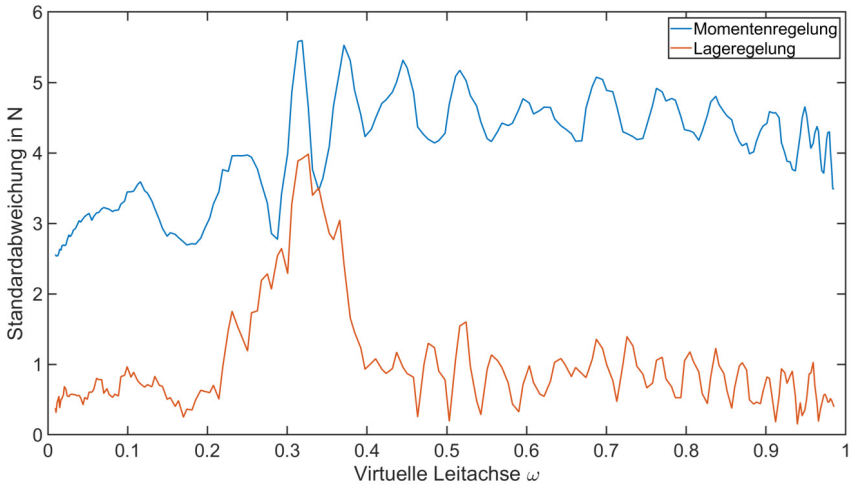


Abbildung 7-4: Vergleich der Standardabweichungen der Versuchsreihen der Momentenregelung (in Blau) und der Lageregelung (in Orange)

Um dieses Ergebnis bewerten zu können, werden die ursprünglichen Ergebnisse der Arbeit von (Wößner 2015) für das Linearwickeln analysiert. Das in Abbildung 7-5²³ dargestellte Potenzial der lagegeregelten Drahtbremse beim Linearwickeln tritt insbesondere für sehr hohe Wickelgeschwindigkeiten auf. Für niedrige Wickelgeschwindigkeiten (60 U/min) zeigt auch beim Linearwickeln die momentenregelte Servodrahtbremse geringere Drahtzugkraftschwankungen.

²³ Abbildung entspricht Abbildung 2-18, wird hier der Übersicht halber jedoch ein zweites Mal gezeigt.

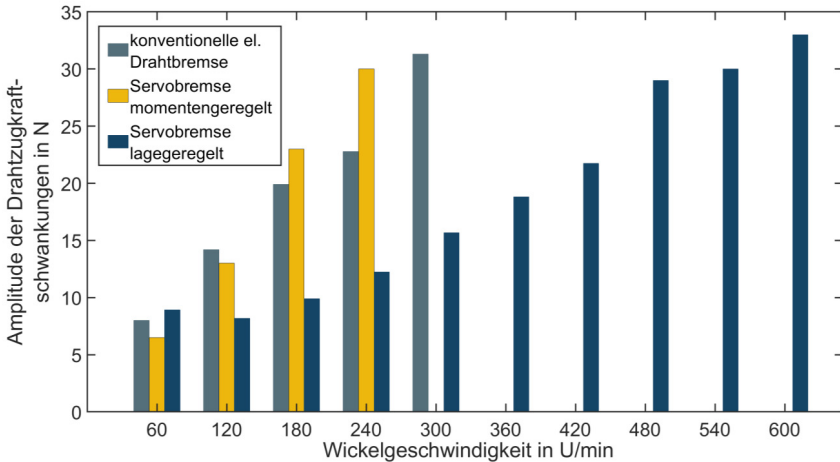


Abbildung 7-5: Potentialanalyse der lagegeregelten Servodrahtbremse beim Linearwickeln (übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))

Für die Versuche beim Linearwickeln wurde ein Spulenkörper mit den Maßen $120\text{mm} \times 20\text{mm}$ bewickelt. Pro Umdrehung werden also 280mm Draht auf dem Spulenkörper abgelegt. Für die höchste Geschwindigkeit von 600 U/min bedeutet dies, dass pro Sekunde 2800mm Draht auf dem Spulenkörper abgelegt werden. Für die geringste Geschwindigkeit von 60U/min sind dies 280mm Draht.

Beim Vergleich der Werte des Linearwickelns mit denen des Fünf-Achs-Nadelwickelns fällt auf, dass für die Durchfahrt $\omega \in [0,1]$ ca. 1 Sekunde benötigt wird. In dieser Zeit werden jedoch nur 251mm Draht gefördert.

Beim Vergleich der Werte der Drahtzugkraft beim Fünf-Achs-Nadelwickeln mit denen des Linearwickelns, können also lediglich die geringen Wickelgeschwindigkeiten miteinander verglichen werden. Bei diesen zeigte die Lageregelung auch bei der Linearwickeltechnik bereits nur vergleichbare Werte in den Drahtzugkraftschwankungen, analog zu den Ergebnissen des Fünf-Achs-Nadelwickelns. Die im Vergleich zur Momentenregelung aufgezeigte geringe Standardabweichung lässt aber bei der eingesetzten Sensorik darauf schließen, dass die Lageregelung deutlich reproduzierbarer arbeitet.

Um das Potential der Betriebsart Lagesynchronisation also voll ausschöpfen zu können, müssen andere Grundelemente zur Achsbewegung eingesetzt werden, die diese

hohen Geschwindigkeiten abbilden können. Durch die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Arbeiten ist es daher möglich, das Potenzial des Fünf-Achs-Nadelwickelns beim Einsatz robusterer und schnellerer Achsen voll auszuschöpfen und für eine Industrialisierung und den Einsatz in der Serie zu befähigen.

Es kann somit auch die fünfte und letzte gestellte Forschungsfrage positiv beantwortet werden. Aufbauend auf den Modellierungen und der Erarbeitung der CAE-Prozesskette ist es möglich, die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung auch für den kinematisch deutlich komplexeren Prozess des Fünf-Achs-Nadelwickelns zu implementieren. Die Ergebnisse der Drahtzugkraftauswertung zeigen bei niedriger Wickelgeschwindigkeit den erwarteten Verlauf, der mit der Momentenregelung vergleichbar ist.

8 Zusammenfassung und Ausblick

In diesem Kapitel werden die wesentlichen Inhalte dieser Arbeit nochmals zusammengefasst und ein Ausblick für weitere, sich im Rahmen dieser Arbeit ergebende Forschungsfragen gegeben.

8.1 Zusammenfassung

Die Produktionstechnik für elektrische Antriebe steht aufgrund der Elektromobilität vor neuen Herausforderungen hinsichtlich Taktzeit, Automatisierung und Qualität. Das von der Firma Aumann entwickelte Fünf-Achs-Nadelwickeln bietet die Möglichkeit schon im Prototypenbau vollautomatisiert Statoren mit verteilten Wicklungen höchst flexibel herzustellen. Aufgrund der komplexen Kinematik, ist die Drahtzugkraftregelung jedoch ein entscheidender Faktor zur Prozessbeherrschung. Die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung, die für das Linearwickeln bereits enormes Potenzial gezeigt hat, bietet eine aussichtsreiche Alternative im Vergleich zur herkömmlichen Momentenregelung insbesondere für zukünftige Hochgeschwindigkeitsanwendungen für das Nadelwickeln in automobilen Kleinserienanwendungen.

Zielsetzung der vorliegenden Dissertation ist die Frage, ob es möglich ist, durch eine Prozesssimulation und die Erarbeitung einer CAE-Prozesskette eine trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung zu implementieren.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden dafür zunächst die notwendigen Grundlagen sowie der für die Arbeit relevante Stand der Forschung und Technik dargestellt. Ein besonderes Augenmerk wird auf die im Rahmen der Arbeit untersuchte Maschine NWS/S der Firma Aumann gelegt sowie auf die in Vorarbeiten für das Linearwickeln erarbeitete trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung.

Um die Zielstellung der Arbeit erreichen zu können, werden insgesamt fünf Teilziele in Form von Forschungsfragestellungen definiert.

Die erste Forschungsfrage nach der parametrischen Modellierung der Wickeltrajektorie konnte durch die systematische Parametrierung jener für verschiedene Statorgeometrien in Kapitel 4 positiv beantwortet werden. Zusätzlich wurde geeignete Sensorik in die Maschine integriert, um die Drahtzugkraft im Prozess messen zu können.

Die zweite Forschungsfrage nach der Modellierung der Drahtzugkraft konnte im Rahmen von Kapitel 5.1 positiv beantwortet werden. Aufbauend auf dem Stand der Forschung wurde ein kombiniertes FE- und MK-Simulationsmodell in der Softwareumgebung COMSOL® aufgebaut. Die herrschenden Spannungen im Draht konnten damit abgebildet und die Änderung der Drahtzugkraft in Abhängigkeit des Wickelfortschrittes konnte über die herrschenden Kräfte in den Umlenkrollen validiert werden.

Um die trajektorienbasierte Drahtzugkraftregelung implementieren zu können, wurde in der dritten Forschungsfrage diskutiert, ob es möglich ist, die notwendige Bremsraddrehung geometrieunabhängig und vollständig parametrisiert zu modellieren. Diese Frage konnte im Rahmen von Kapitel 5.2 positiv beantwortet werden, indem ein analytisches Modell vollständig parametrisiert aufgebaut wurde und es nun möglich ist, die abgelegte und die freie Drahtlänge über Wickelversuche zu validieren. Somit konnte die modellierte Bremsraddrehung als Grundlage für die Implementierung der elektronischen Kurvenscheiben verwendet werden.

Die vierte Forschungsfrage befasste sich mit der Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung durch eine durchgängige CAE-Prozesskette in Kapitel 6. Die Frage konnte positiv beantwortet werden, da es durch die systematische Modellierung möglich war, eine MATLAB-Schnittstelle aufzubauen, mit deren Hilfe vollkommen automatisiert Wickelprogramme auf Basis der CAD-Daten erstellt werden können. Zusätzlich kann die virtuelle Leitachse als künstliches Steuerungselement so automatisiert erzeugt werden.

Die fünfte und letzte Forschungsfrage nach der Validierung und Potenzialanalyse der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung konnte im Rahmen des Kapitels 7 positiv beantwortet werden. Es ist möglich, die Regelung aufbauend auf der Modellierung zu implementieren und vergleichbare Ergebnisse wie mit einer momentengeregelten Bremse zu erreichen.

8.2 Ausblick

Im Rahmen dieser Dissertation haben sich neue Forschungsfragen im Bereich der Prozessmodellierung und der Implementierung ergeben.

Für die Modellierung hat sich gezeigt, dass es prinzipiell möglich ist, mit einem kombinierten FE- und MK-Modell die Drahtzugkraft am Ablageort zu bestimmen. Das im Rahmen dieser Dissertation entstandene Modell ist jedoch in Bezug auf Rechenzeit und

Vernetzung nicht optimiert worden. Eine noch zu beantwortende Forschungsfrage ist daher, wo sich das rechentechnische Optimum bei einer gekoppelten Simulation des Fünf-Achs-Nadelwickelns befindet. Sicherlich ist auch die Wahl der Simulationssoftware im Rahmen dieser Forschungsfrage nochmals zu hinterfragen. Ein weiterer Aspekt ist die Kopplung der Fertigungssimulation mit einer elektromagnetischen Auslegungssimulation. So könnten die Dehnungen im Draht direkt auf Widerstandsänderungen und lokale Hot-Spots zurückgeführt werden. Außerdem stellt sich die Frage, in wie weit die Simulation auch für eine modellbasierte Online-Regelung der Drahtzugkraft am Ablageort angewendet werden kann. Diese könnte als übergeordneter Regelkreis mit der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung kombiniert werden.

Für die Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung wurde gezeigt, dass diese für das Fünf-Achs-Nadelwickeln angewendet werden kann. Aus dem Linearwickeln kann abgeleitet werden, dass diese Regelung insbesondere für schnellere Wickelgeschwindigkeiten höchstes Potenzial bietet. Dazu müsste die Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine zunächst mit entsprechenden physikalischen Achsen ausgelegt und anschließend mit diesen Wickelexperimenten durchgeführt werden. Aus den sich dann ergebenden Trägheitsmomenten resultiert die neue Forschungsfrage, wie eine geschwindigkeitstechnisch optimierte Wickelmaschine hinsichtlich dynamischer Steifigkeit zu gestalten ist. Außerdem muss der Nachweis erbracht werden, ob das im Rahmen dieser Arbeit vorhergesagte Potential der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung auch tatsächlich bei deutlich höheren Geschwindigkeiten umgesetzt werden kann.

Ein weiteres Einsatzgebiet ist die Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung für die klassische Nadelwickeltechnik bzw. für Polkettenwickelsysteme. Die hier präsentierte Modellierung müsste für diese Anwendung adaptiert werden. Die Methode zur Implementierung kann jedoch übertragen werden.

Literaturverzeichnis

Liste von Veröffentlichungen der Autorin, die in Zusammenhang mit dieser Dissertation stehen:

(Hofmann & Bold et al. 2017)

Hofmann, J.; Bold, B.; Baum, C. & Fleischer, J. (2017), „*Investigations on the tensile force at the multi-wire needle winding process*“. Proceedings of 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Würzburg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–6. ISBN: 978-1-5386-1070-1.
<https://doi.org/10.1109/EDPC.2017.8328142>.

(Hofmann & Komodromos et al. 2018)

Hofmann, J.; Komodromos, A.; Fleischer, J. & Tekkaya, A. E. (2018), „*Optimization of the Linear Coil Winding Process by Combining New Actuator Principles on the Basis of Wire Forming Analysis*“. Proceedings of 8th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Schweinfurt, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–6. ISBN: 978-1-7281-0149-1. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2018.8658264>.

(Hofmann & Lepold et al. 2020)

Hofmann, J.; Lepold, A. & Fleischer, J. (2020), „*Analytical Modeling of the Winding Trajectory of the Multi-Wire Needle Winding Process*“. Procedia CIRP, Volume 88, 2020, Hrsg. Elsevier. S. 497-502, ISSN 2212-8271,
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2020.05.086>

(Hofmann & Bolender et al. 2019)

Hofmann, J.; Bolender, M.; Sun, P.; Sell-Le Blanc, F.; Köhn, H. & Fleischer, J. (2019), „*CAD/CAM Schnittstelle für die Wickeltechnik. Systematische Entwicklung und Validierung zur beschleunigten Inbetriebnahme*“, wt Werkstattstechnik online, 109(7/8), S. 611–616.

(Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019)

Hofmann, J.; Sell-Le Blanc, F.; Wößner, W.; Angiyon-Vishnuram, E.; Köhn, H.; Lepold, A.; Weber, T.; Schüttler, T.; Busch, P. A.; Fleischer, J. (2019), „*Development of a new model based servo-controlled wire tensile force control for stator winding applications*“. Proceedings of 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Esslingen, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–6. ISBN: 978-1-7281-4320-0. <https://doi.org/10.1109/EDPC48408.2019.9011839>.

(Komodromos & Tekkaya et al. 2018)

Komodromos, A.; Tekkaya, A. E.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2018), „*Experimental and numerical investigations of wire bending by linear winding of rectangular tooth coils*“ in Proceedings of the 21st International ESAFORM Conference on Material Forming. ESAFORM 2018 : Palermo, Italy, 23-25 April 2018, Hrsg. L. Fratini, R. Di Lorenzo, G. Buffa & G. Ingarao, AIP Publishing, Melville, New York, S. 150007. <https://doi.org/10.1063/1.5035014>.

(Sell-Le Blanc & Hofmann et al. 2016)

Sell-Le Blanc, F.; Hofmann, J.; Simmler, R. & Fleischer, J. (2016), „*Coil winding process modelling with deformation based wire tension analysis*“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 65(1), S. 65–68.
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2016.04.037>.

Studentische Abschlussarbeiten, die im Rahmen der Tätigkeit der Autorin am Karlsruher Institut für Technologie am wbk Institut für Produktionstechnik angeleitet wurden und mit dieser Dissertation in Zusammenhang stehen:

(A_Baum 2017)

Baum, C. (März 2017), „*Systematische Optimierung der Taktzeit zur Bewicklung von Vollblechschnittstatoren mit dem Nadelwickelverfahren*“. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Bold 2017)

Bold, B. (März 2017), „*Implementierung eines gekoppelten FE- und Mehrkörpersimulationsmodells für das Mehr-Achs-Nadelwickeln*“. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland

(A_Bolender 2018)

Bolender, M. (Mai 2018), „*Entwicklung einer CAD/CAM Schnittstelle für das Mehr-Achs-Nadelwickeln von Statoren*“. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland

(A_Busch 2019)

Busch, P. A. (Mai 2019), „*Implementierung einer Lageregelung für einen Servomotor in einer Mehr-Achs-Nadelwickelmaschine*“. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Fan 2017)

Fan, Y. (September 2017), „*Implementierung eines gekoppelten FE- und Mehrkörpersimulationsmodells für das Linearwickeln*“. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Gassner 2018)

Gassner, P. (Oktober 2018), „*Erweiterung eines Simulationsmodells zur Integration von elastisch-plastischem Materialverhalten*“. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Lepold 2017)

Lepold, A. (Dezember 2017), „*Aufbau eines geometrischen Modells zur Bestimmung der freien Drahtlänge beim Mehr-Achs-Nadelwickeln*“. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Schmid 2019)

A_Schmid, C. (August 2019), „*Validierung von Modellen und Methoden an einer automobilen Statorgeometrie*“. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Schmidt 2017)

Schmidt, S. (Januar 2017), „*Rechercharbeit zum Verständnis von Schleifen- und Wellenwicklung in Elektromotoren*“. Seminararbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Schüttler 2019)

Schüttler, T. (März 2019), „*Implementierung einer virtuellen Leitachse in eine Fünf-Achs-Nadelwickelmaschine*“. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Sun 2017)

Sun, P. (September 2017), „*Systematische Erstellung eines Maschinenprogramms aus vorhandenen Geometriedaten*“. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(A_Vishnuram 2017)

Vishnuram, E. A. (November 2017), „*Advanced process control of a servomotor based wire brake system in a linear coil winding machine using Beckhoff PLC*“. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland, Fakultät für Bildsignalverarbeitung und Informationstechnik, AG Bildsignalverarbeitung, Technische Universität Dortmund, Dortmund, Deutschland.

(A_Weber 2018)

Weber, T. (Oktober 2018), „*Systematische experimentelle Untersuchung der Drahtzugkraft beim Mehr-Achs-Nadelwickeln*“. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(Ando & Tsubaki et al. 2009)

Ando, Y.; Tsubaki, T.; Saito, T.; Murakami, I.; Kogure, S. & Yamada, K. (2009), „Control of tension device for coil winding“. Proceedings of 4th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA), Xian, China, S. 2749–2754. Hrsg. IEEE. <https://doi.org/10.1109/ICIEA.2009.5138710>

(Bälä & Fetita et al. 1976)

Bälä, C.; Fetita, A. & Lefter, V. (1976), „Handbuch der Wickeltechnik elektrischer Maschinen: Theorie, Konstruktion und Technologie von Wicklungen rotierender elektrischer Maschinen“, VEB Verlag Technik, Berlin. ISBN: 201.370/61/76.

(Bauer & Rothfuss et al. 2015)

Bauer, W.; Rothfuss, F.; Dungs, J.; Hermann, F.; Cacilo, A.; Schmidt, S.; Brand, M.; Klausmann, F. & Bormann, D. (2015), „Strukturstudie BWe Mobil 2015“. https://www.e-mobilbw.de/fileadmin/media/e-mobilbw/Publikationen/Studien/14524_Strukturstudie_RZ_WebPDF.pdf [01.03.2020].

(Bauer & Riedel et al. 2018)

Bauer, W.; Riedel, O.; Hermann, F.; Bormann, D. & Sachs, C. (2018), „ELAB 2.0. Wirkungen der Fahrzeugelektrifizierung auf die Beschäftigung am Standort Deutschland“. <https://www.iao.fraunhofer.de/lang-de/images/iao-news/elab20.pdf> [31.12.2019].

(Beckmöller 2013)

Beckmöller, S. (2013), „Wickeldrähte – ein High-Tech-Produkt. Möglichkeiten und Grenzen“, Fachworkshop Elektromaschinenbau – Aktuelle Entwicklungen in der Wickeltechnik, 24.04.2013, Erlangen, unveröffentlicht.

(Bolli & Ulrich et al. 2007)

Bolli, T.; Ulrich, P.; Wyss, V. & Meier, K. (2007), „Vorrichtung zum Wickeln von Statorn von Elektromotoren“, EP 1 936 784 B1.

(Bönig & Bickel et al. 2014a)

Bönig, J.; Bickel, B.; Spahr, M.; Fischer, C. & Franke, J. (2014), „Explicit dynamics process simulation of linear coil winding for electric drives production“. Proceedings of 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–7. 10. <https://doi.org/1109/EDPC.2014.6984403>

(Bönig & Bickel et al. 2014b)

Bönig, J.; Bickel, B.; Ebenhöch, M.; Spahr, M.; Fischer, C. & Franke, J. (2014), „*Structural Mechanics Process Simulation of Linear Coil Winding*“. WGP Congress 2014. Progress in Production Engineering, Erlangen, Germany Hrsg. German Academic Society for Production Engineering, Trans Tech Publications, S. 47–54. ISBN: 978-3-03795-941-1, <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.1018.47>

(Bönig & Bickel et al. 2015)

Bönig, J.; Bickel, B.; Spahr, M.; Fischer, C. & Franke, J. (2015), „*Simulation of orthocyclic windings using the linear winding technique*“. Proceedings of 5th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–6. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2015.7323201>

(Braess 2007)

Braess, D. (2007), „*Finite Elemente. Theorie, schnelle Löser und Anwendungen in der Elastizitätstheorie*“, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-540-72449-0.

(Busch 2012)

Busch, M. (2012), „*Zur effizienten Kopplung von Simulationsprogrammen*“. Dissertation, Universität Kassel. 2012, Kassel University Press, Kassel, Deutschland. ISBN: 978-3-86219-296-0.

(Cito 1997)

Cito, B. (1997), „*Precontrols for the winding process*“. Proceedings of Electrical Insulation and Electrical Manufacturing & Coil Winding Conference, Rosemont, IL, USA, Hrsg. IEEE, S. 727–728. <https://doi.org/10.1109/EEIC.1997.651287>

(Delis 1993)

Delis, J. S. (1993), „*Design considerations, machinery and control options in coil winding*“, IEEE Electrical Insulation Magazine, 9(4), S. 16–22.

(DIN 8580)

DIN 8580 (2003) „*Fertigungsverfahren*“, Beuth Verlag GmbH, Berlin. DIN 8580. ICS 01.040.25; 25.020

(DIN 8593-5)

DIN 8593-5 (2003) „*Fertigungsverfahren Fügen*“, Beuth Verlag GmbH, Berlin. DIN 8593-5. ICS 01.040.25; 25.020; 25.120.99

(DIN EN 60317-0-1)

DIN EN 60317-0-1 (2014) „*Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten - Teil 0-1: Allgemeine Anforderungen - Runddrähte aus Kupfer, lackisoliert*“, Beuth Verlag GmbH, Berlin. DIN EN 60317-0-1. IEC 60317-0-1:2013

(Dobroschke 2011)

Dobroschke, A. (2011), „*Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte*“, Dissertation, FAU Erlangen-Nürnberg, Meisenbach, Bamberg. ISBN: 9783875253177.

(Dodds & Sooriyakumar 2011)

Dodds, S. J. & Sooriyakumar, G. (2011), „*Observer based robust tension control for a segmented stator coil winding machine*“. Proceedings of IEEE 20th International Symposium on Industrial Electronics (ISIE), Gdansk, Poland, Hrsg. IEEE, S. 1925–1930. <https://doi.org/10.1109/ISIE.2011.5984452>

(Duong & Doan et al. 2014)

Duong, V. T.; Doan, P. T.; Min, J. H.; Kim, H. K.; Kim, S. B.; Jeong, J. H. & Oh, S. J. (2014), „*Active real-time tension control for coil winding machine of BLDC motors*“. 2014 International Conference on Advances in Computing, Communications and Informatics (ICACCI), Delhi, India, Hrsg. IEEE, S. 765–770. <https://doi.org/10.1109/ICACCI.2014.6968514>

(Feldmann & Wenger 2001)

Feldmann, K. & Wenger, U. (2001), „*Optimization for wire tensioners*“. Proceedings: Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing and Coil Winding Conference, Cincinnati, OH, USA, Hrsg. IEEE, S. 69–72. <https://doi.org/10.1109/EEIC.2001.965591>

(Feldmann & Schöppner et al. 2014)

Feldmann, K.; Schöppner, V. & Spur, G. (2014), „*Handbuch Fügen, Handhaben und Montieren*“, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München. ISBN: 978-3-446-42827-0.

(Fischer 2013)

Fischer, R. (2013), „*Elektrische Maschinen*“, Carl Hanser Fachbuchverlag, München. ISBN: 978-3-446-43813-2.

(Fleischer & Hausmann et. al. 2020)

Fleischer, J.; Hausmann, L.; Halwas, M.; Hofmann, J. Wirth, F.; Wößner, W. (2020), „*Transformationswissen BW. Wissen Kompakt; Produktion elektrischer Traktionsmotoren*“. https://www.transformationswissen-bw.de/fileadmin/media/Publikationen/e-mobil_Studien/Wissen_kompakt_Elektromotoren_Produktion.pdf [27.09.2020]

(Frieske & van den Adel et al. 2019)

Frieske, B.; van den Adel, B.; Schwarz-Kocher, M.; Stieler, S.; Schnabel, A. & Tözün, R. (2019), „*Strukturstudie BW e-mobil 2019. Transformation durch Elektromobilität und Perspektiven der Digitalisierung*“. <https://www.e-mobilbw.de/fileadmin/media/e-mobilbw/Publikationen/Studien/Strukturstudie2019.pdf> [31.12.2019].

(Gerling & Mühlbauer et al. 2012)

Gerling, D.; Mühlbauer, K. & Dajaku, G. (2012), „*Frisch Gewickelt*“, AUTOCAD & Inventor Magazin, 4/12, S. 36–37.

(Gerling 2012)

Gerling, D. (2012), „*Optimierung des Teillast-Wirkungsgrades elektrischer Antriebe*“. Yokogawa Power-Meter Seminar, Universität der Bundeswehr in Neuburg. https://cdn.tmi.yokogawa.com/11/3823/details/Optimierung_Teillast_Wirkungsgrad_2012_04_19.pdf. [25.05.2020]

(Gerngroß & Herrmann et al. 2017)

Gerngroß, M.; Herrmann, P.; Westermaier, C. & Endisch, C. (2017), „*Highly flexible needle winding kinematics for traction stators based on a standard industrial robot*“. Proceedings of 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Würzburg, Germany, Hrsg. IEEE,, S. 1–7. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2017.8328147>.

(Gerngroß & Herrmann et al. 2019)

Gerngroß, M.; Herrmann, P. & Endisch, C. (2019), „*Nonlinear Modelling of Dynamic Wire Tension for Needle Winding Processes of Distributed Windings*“. Proceedings of 2019 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT), Melbourne, Australia, Hrsg. IEEE, S. 151–156. <https://doi.org/10.1109/ICIT.2019.8755052>

(Grosse, T., Hameyer, K., Hagedorn, J. 2014)

Grosse, T., Hameyer, K., Hagedorn, J. (2014), „*Needle winding technology for symmetric distributed windings*“. Industrial Transcript of 4th International Electric Drives Production Conference, Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1-5, ISBN: 978-1-4799-5008-9

(Hagedorn & Lüttge 2012a)

Hagedorn, J. & Lüttge, W. (2012), „*Nadelwickelsystem für zu bewickelnde Wicklungsträger, Verfahren zum Bewickeln von Wicklungsträgern mit verteilter Wicklung, Innenläufer-Stator, Aussenläufer-Rotor und Wicklungsträger für Elektromotoren mit verteilter Wicklung*“, EP 2 477 315 A2.

(Hagedorn & Lüttge 2012b)

Hagedorn, J. & Lüttge, W. (2012), „*Nadelwickelsystem für zu bewickelnde Wicklungsträger, Verfahren zum Bewickeln von Wicklungsträgern mit verteilter Wicklung, Innenläufer-Stator, Aussenläufer-Rotor und Wicklungsträger für Elektromotoren mit verteilter Wicklung*“, EP 2 477 315 A3.

(Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016)

Hagedorn, J.; Sell-Le Blanc, F. & Fleischer, J. (2016), „*Handbuch der Wickeltechnik für hocheffiziente Spulen und Motoren. Ein Beitrag zur Energieeffizienz*“, Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-662-49210-9>. ISBN: 978-3-662-49210-9.

(Halwas & Hofmann et al. 2018)

Halwas, M.; Hofmann, J.; Fleischer, J.; Riehm, C.; Spieker, C.; Fister, M.; Stoehr, G.; Wist, A.; Sell-Le Blanc, F.; Weiße, L.; Jovanoski, J. & Kehl, N. (2018), „*Entwicklung eines parallelen Technologie- und Produktentwicklungsprozesses. Am Beispiel der Wicklungsauslegung und -fertigung im Rahmen des Förderprojektes NeWire*“, wt-online, 108(5), S. 301–306.

(Halwas & Ambs et al. 2018)

Halwas, M.; Ambs, P.; Marsetz, M.; Baier, C.; Schigal, W.; Hofmann, J. & Fleischer, J. (2018), „*Systematic Development and Comparison of Concepts for an Automated Series-Flexible Trickle Winding Process*“. Proceedings of 2018 8th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Schweinfurt, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–7. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2018.8658360>.

(Harold & Means 2005)

Harold, E. R. & Means, W. S. (2005), „*XML in a Nutshell*“. Deutsche Übersetzung von Katharina Udemadu, Kathrin Lichtenberg & Lars Schulten, O'Reilly Verlag, Köln. ISBN: 3-89721-339-7.

(He & Zhao et al. 2010)

He, F.; Zhao, H. & Wang, Q. (2010), „*Constant Linear Speed Control of Motor Based on Fuzzy PI in Strip Winding System*“. Proceedings of 2nd International Workshop on Database Technology and Applications (DBTA), Wuhan, China, Hrsg. IEEE, S. 1–4. <https://doi.org/10.1109/DBTA.2010.5659037>

(Hehenberger 2011)

Hehenberger, P. (2011), „*Computerunterstützte Fertigung*“, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-642-13474-6.

(Herrmann & Stenzel et al. 2016)

Herrmann, P.; Stenzel, P.; Vögele, U. & Endisch, C. (2016), „*Optimization Algorithms for Maximizing the Slot Filling Factor of Technically Feasible Slot Geometries and Winding Layouts*“. Proceedings of 6th International Electric Drives Production Conference, Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 149–155. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2016.7851327>

(Herrmann & Gerngroß et al. 2018a)

Herrmann, P.; Gerngroß, M. & Endisch, C. (2018), „*Numerical Optimization in Planning of Flexible Needle Winding Trajectories*“. 2018 IEEE 22nd International Conference on Intelligent Engineering Systems (INES), Las Palmas de Gran Canaria, Spain, Hrsg. IEEE, S. 255–260. ISBN: 978-1-5386-1122-7. <https://doi.org/10.1109/INES.2018.8523924>

(Herrmann & Gerngroß et al. 2018b)

Herrmann, P.; Gerngroß, M. & Endisch, C. (2018), „*NURBS based trajectory generation for an industrial five axis needle winding robot*“. 2018 4th International Conference on Control, Automation and Robotics (ICCAR), Auckland, New Zealand, Hrsg. IEEE, S. 31–36. ISBN: 978-1-5386-6338-7. <https://doi.org/10.1109/ICCAR.2018.8384640>

(Herrmann & Gerngroß et al. 2019)

Herrmann, P.; Gerngroß, M. & Endisch, C. (2019), „*Benefits of Numerical Optimization and CAD/CAM in Needle Winding Processes*“. Proceedings of 2019 IEEE International Conference on Mechatronics (ICM), Ilmenau, Germany, Hrsg. IEEE, S. 301–307. ISBN: 978-1-5386-6959-4. <https://doi.org/10.1109/IC-MECH.2019.8722940>

(Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2016)

Hofmann, J.; Sell-Le Blanc, F.; Krause, M.; Wirth, F. & Fleischer, J. (2016), „*Simulation of the assembly process of the insert technique for distributed windings*“. Proceedings of 2016 6th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 144–148. ISBN: 978-1-5090-2908-2. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2016.7851326>

(Ishigami & Sanada et al. 2009)

Ishigami, T.; Sanada, K.; Shiba, M. & Yanase, H. (2009), „*Adaptive controlled high precision winding for columnar parts*“. Proceedings of ICROS-SICE International Joint Conference, Fukuoka, Japan, Hrsg. IEEE S. 1435–1440. ISBN: 978-4-907764-34-0

(Jastrzembski & Wenzel et al. 2016)

Jastrzembski, J.-P.; Wenzel, M. & Sell-Le Blanc, F. (2016), „*Verfahren zur Bewicklung der Wickelzähne und Wickelhilfeinrichtung*“, EP 3309938 A1.

(Jordan 1971)

Jordan, W. (1971), „*Beitrag zur Erfassung von Einflußgrößen der Drahtbeanspruchung beim maschinellen Bewickeln von Statoren mit Kupferlackdraht*“. Dissertation, Technische Universität Ilmenau, Ilmenau, Deutschland.

(Jordan 2013)

Jordan, W. (2013), „*Technologie kleiner Elektromaschinen Teil 1. Wissensspeicher für Produktentwickler, Techniker und Kaufleute*“, Eigenverl. technoexpert dresden, Dresden. ISBN: 978-3-00-039888-9.

(Jordan 2014)

Jordan, W. (2014), „*Technologie kleiner Elektromaschinen Teil 2. Wissensspeicher für Produktentwickler, Techniker und Kaufleute*“, Eigenverl. technoexpert dresden, Dresden. ISBN: 978-3-00-044347-3.

(Jordan 2015)

Jordan, W. (2015), „*Technologie kleiner Elektromaschinen Teil 3. Wissensspeicher für Produktentwickler, Techniker und Kaufleute*“, Eigenverl. technoexpert dresden, Dresden. ISBN: 978-3-00-045035-8.

(Jordan 2016)

Jordan, W. (2016), „*Technologie kleiner Elektromaschinen Teil 4. Wissensspeicher für Produktentwickler, Techniker und Kaufleute*“, Eigenverl. technoexpert dresden, Dresden. ISBN: 978-3-00-053628-1.

(Jovanoski 2015)

Jovanoski, J. (2015), „*Anforderungen an Kupferlackdrähte in der Wickeltechnik*“, Wickelseminar, 15.10.2015, Aumann GmbH, Espelkamp, unveröffentlicht.

(Kai & Jacob et al. 1997)

Kai, C. C.; Jacob, G. G. K. & Mei, T. (1997), „*Interface between CAD and Rapid Prototyping systems. Part 1. A study of existing interfaces*“, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 13(8), S. 566–570.
<https://doi.org/10.1007/BF01176300>

(Kampker 2014)

Kampker, A. (2014), „*Elektromobilproduktion*“, Springer Vieweg, Berlin.
<http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-42022-1>. ISBN: 978-3-642-42021-4.

(Klein 2015)

Klein, B. (2015), „*FEM. Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*“, Springer Vieweg, Wiesbaden.
<http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-06054-1>. ISBN: 978-3-658-06054-1.

(Komodromos & Löbbe et al. 2017)

Komodromos, A.; Löbbe, C. & Tekkaya, A. E. (2017), „*Development of forming and product properties of copper wire in a linear coil winding process*“. Proceedings of 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Würzburg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–7. ISBN: 978-1-5386-1069-5.
<https://doi.org/10.1109/EDPC.2017.8328143>

(Kühl 2014)

Kühl, A. (2014), „*Flexible Automatisierung der Statormontage mit Hilfe einer universellen ambidexteren Kinematik*“. Dissertation, FAU Erlangen-Nürnberg, Meisenbach, Bamberg. ISBN: 9783875253672.

(Kühl & Franke 2015)

Kühl, A. & Franke, J. (2015), „*Innovative Assembly of Stators using Ambidextrous Kinematics*“. Proceedings of the World Congress on Engineering and Computer Science 2015. San Francisco, USA, S. 362-365, ISBN: 978-988-19253-6-7

(Kühl & Furlan et al. 2017)

Kühl, A.; Furlan, S.; Gutmann, J.; Meyer, M. & Franke, J. (2017), „*Technologies and processes for the flexible robotic assembly of electric motor stators*“. 2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC), Miami, FL, USA, Hrsg. IEEE, S. 1–6. ISBN: 978-1-5090-4281-4.
<https://doi.org/10.1109/IEMDC.2017.8002245>

(Kwak & Lee et al. 2017)

Kwak, J.; Lee, C.; Kim, J.; Kim, S. & Oh, S. (2017), „*Wire-tension control using Compact Planetary geared Elastic Actuator*“. 2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), Singapore, Singapore, Hrsg. IEEE, S. 3684–3689. ISBN: 978-1-5090-4633-1. <https://doi.org/10.1109/ICRA.2017.7989423>

(Lamprecht 2014)

Lamprecht, E. (2014), „*Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen*“. Dissertation, FAU Erlangen-Nürnberg, Meisenbach, Bamberg. ISBN: 9783875253627.

(Lanza & Stoll et al. 2013)

Lanza, G.; Stoll, J. & Kramer, A. (2013), „*Assessment of lamination stack production*“. Proceedings of 3rd International Electric Drives Production Conference (EDPC), Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–8. ISBN: 978-1-4799-1105-9.
<https://doi.org/10.1109/EDPC.2013.6689725>

(Libert & Soulard 2006)

Libert, F. & Soulard, J. (2006), „*Manufacturing methods of stator cores with concentrated windings*“. 3rd IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2006), Dublin, Ireland, Hrsg. IEEE S. 676–680. ISBN: 0-86341-609-8

(Li-yong & Xi-lin et al. 2009)

Li-yong, H.; Xi-lin, Z.; Di, Z. & Jian-ming, Z. (2009), „*Numerical Simulation of Fuzzy-PID Tension Control System Based on Rotary MRF Damper*“. Proceedings of International Conference on Intelligent Human-Machine Systems and Cybernetics, Hangzhou, Zhejiang, China, Hrsg. IEEE S. 133–137. ISBN: 978-0-7695-3752-8. <https://doi.org/10.1109/IHMSC.2009.157>

(Lu & Chen et al. 2014)

Lu, J.-S.; Chen, H.-R.; Cheng, M.-Y.; Su, K.-H.; Cheng, L.-W. & Tsai, M.-C. (2014), „*Tension control improvement in automatic stator in-slot winding machines using iterative learning control*“. 2014 International Conference on Information Science, Electronics and Electrical Engineering, Sapporo, Japan, Hrsg. IEEE, S. 1643–1647. ISBN: 978-1-4799-3197-2. <https://doi.org/10.1109/InfoSEEE.2014.6946200>

(Lüttge & Sell-Le Blanc et al. 2019)

Lüttge, W., Sell-Le Blanc, F., Weiße, L., Dunker, A. (2019), „*Verfahren und Vorrichtung zum Herstellen eines Stators mit einer Wicklung mit geschränkten Luftspulen*“, Deutschland DE 10 2018 104 838 A1.

(Lyschick & Mahlmeister et al. 2005)

Lyschick, E.; Mahlmeister, F.; Menz, M. & Wöhner, N. (2005), „*Verfahren zur Bewicklung einer elektrischen Maschine*“, Deutschland DE 10 2005 037 375 B4.

(Mahr & Wurm et al. 2017)

Mahr, A.; Wurm, M.; Bickel, B.; Franke, J. & Halder, H. (2017), „*Development of a control system for a universal winding machine based on virtual path planning*“. Proceedings of 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Würzburg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–5. ISBN: 978-1-5386-1069-5. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2017.8328141>

(Meinke & Senti 1997)

Meinke, R. & Senti, M. (1997), „Automated design and manufacturing of 3-D coils“. Proceedings: Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing and Coil Winding Conference, Rosemont, IL, USA, Hrsg. IEEE, S. 687–693. ISBN: 0-7803-3959-2. <https://doi.org/10.1109/EEIC.1997.651280>

(Möller & Trumbore 1997)

Möller, T. & Trumbore, B. (1997), „Fast, Minimum Storage Ray-Triangle Intersection“, *Journal of Graphics Tools*, 2(1), S. 21–28.
<https://doi.org/10.1080/10867651.1997.10487468>

(Müller & Ponick 2012)

Müller, G. & Ponick, B. (2012), „Grundlagen elektrischer Maschinen“, John Wiley & Sons, Hoboken, USA. ISBN: 3527405240.

(Nakano & Kumasaka et al. 2009)

Nakano, M.; Kumasaka, T. & Kudou, R. (2009), „Development of MR Fluid Composite Brake and Its Application to Wire Tension Control System for Coil Winding, Flow Behaviour and Applications of Complex Fluids Characterized by Non-Newtonian Viscosity or Functionality“, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers. B*, 75(753), S. 993–999. https://doi.org/10.1299/kikaib.75.753_993

(Nischwitz & Fischer et al. 2019)

Nischwitz, A.; Fischer, M.; Haberäcker, P. & Socher, G. (2019), „Computergrafik“, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-25383-7.

(Noji 2017)

Noji, K.; (2017), „Stator Manufacturing Device and Manufacturing Method“, EP 3 118 978 A1.

(Pan & Wang et al. 2011)

Pan, J.; Wang, X. Y.; Chen, W. H.; Xu, S. W.; Shen, H. B.; Ren, K. & Zhang, M. M. (2011), „Electronic Tension Control of High-Speed and Active Sending Line Based on Fuzzy PID Control“, *Advanced Materials Research*, 338, S. 677–684.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.338.677>

(Parati 2015)

Parati, G. B. (2015), „Needle Winding Machine, particularly for winding poles arranged inside a cylindrical surface“, WO 2016/058947 A1.

(Peter & Halwas et al. 2017)

Peter, M.; Halwas, M.; Schigal, W. & Fleischer, J. (2017), „*Entwicklung eines serienflexiblen Wickelverfahrens*“. 9. Expertenforum Elektrische Fahrzeugantriebe, Hannover, Germany, Hrsg. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), S. 91-94.

(Ray 2006)

Ray, E. T. (2006), „*Einführung in XML*“, O'Reilly, Beijing. ISBN: 3-89721-370-2.

(Reuter & Hendrich et al. 2019)

Reuter, B.; Hendrich, A.; Hengstler, J.; Kupferschmid, S. & Schwenk, M. (2019), „*Rohstoffe für innovative Fahrzeugtechnologien. Herausforderungen und Lösungsansätze*“. https://www.e-mobilbw.de/fileadmin/media/e-mobilbw/Publikationen/Studien/Material-Studie_e-mobilBW.pdf [31.12.2019].

(Rill & Schaeffer 2014)

Rill, G. & Schaeffer, T. (2014), „*Grundlagen und Methodik der Mehrkörpersimulation. Vertieft in Matlab-Beispielen, Übungen und Anwendungen*“, Springer Vieweg, Wiesbaden. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-06084-8>. ISBN: 978-3-658-06084-8.

(Roopa J. & Govinda Raju M. 2011)

Roopa J. & Govinda Raju M. (2011), „*Design & Implementation of closed PID mechanism for wire tension control in winding machine*“, International Journal of Instrumentation, Control and Automation (IJICA), 1(2), S. 37-42. ISSN : 2231-1890

(Rust 2016)

Rust, W. (2016), „*Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen. Kontakt, Kinematik, Material*“, Springer Vieweg, Wiesbaden. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-13378-8>. ISBN: 978-3-658-13378-8.

(Schiele 2012)

Schiele, H.-G. (2012), „*Computergrafik für Ingenieure. Eine anwendungsorientierte Einführung*“, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-23843-7>. ISBN: 978-3-642-23843-7.

(Schlick & Hertel et al. 2011)

Schlick, T.; Hertel, G.; Hagemann, B. & Maiser, E. (2011), „*Zukunftsfeld Elektromobilität. Chancen und Herausforderungen für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau*“. <https://files.vogel.de/vogelonline/vogelonline/files/3882.pdf> [01.03.2020]

(Schneider & Bickel et al. 2014)

Schneider, M.; Bickel, B.; Risch, F. & Franke, J. (2014), „*Active controllable and flexible winding needle an option to reduce the complexity of needle winding machines and the stress on enameled wire*“ in Proceedings of 4th International Electric Drives Production Conference, Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–5. ISBN: 978-1-4799-5008-9. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2014.6984383>

(Schröder 2017)

Schröder, D. (2017), „*Elektrische Antriebe – Grundlagen*“, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-662-55447-0.

(Sell-Le Blanc & Ruprecht et al. 2013)

Sell-Le Blanc, F.; Ruprecht, E. & Fleischer, J. (2013), „*Material based process model for linear noncircular coil winding processes with large wire gauge. Investigation of wire material influences on the winding process and compensation approaches*“. Proceedings of 3rd International Electric Drives Production Conference (EDPC), Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–5. ISBN: 978-1-4799-1102-8. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2013.6689731>

(Sell-Le Blanc & Fleischer et al. 2014a)

Sell-Le Blanc, F.; Fleischer, J.; Sautter, S.; Delzs, T. & Hagedorn, J. (2014), „*Fault analysis of linear winding processes for noncircular orthocyclic coils: Investigation of winding scheme dependencies within the winding process development*“. Proceedings of 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–8. ISBN: 978-1-4799-5008-9. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2014.6984402>

(Sell-Le Blanc & Fleischer et al. 2014b)

Sell-Le Blanc, F.; Fleischer, J.; Li, L. & Krause, M. (2014), „*Characterization of Process-Machine-Interaction for Coil Winding Processes using Multi Body Dynamics*“. Proceedings of 3rd CIRP Sponsored Conference on Virtual Machining Process Technology (VMPT), Calgary, Canada, S. III.1.-III.8

(Sell-Le Blanc & Fleischer et al. 2015)

Sell-Le Blanc, F.; Fleischer, J.; Schmitt, M.; Unger, M. & Hagedorn, J. (2015), „*Analysis of wire tension control principles for highly dynamic applications in coil winding. Investigation of new tension control devices for noncircular orthocyclic coils*“. Proceedings of 5th International Electric Drives Production Conference, Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–8. ISBN: 978-1-4673-7511-5. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2015.7323202>

(Sell-Le Blanc & Hagedorn 2016)

Sell-Le Blanc, F. & Hagedorn, J. (2016), „*Flexible Needle Winding Approaches for Distributed Stator Windings*“ in Industrial Transcript of 6th International Electric Drives Production Conference, S. 1-3, Nuremberg, Germany.

(Sell-Le Blanc 2016)

Sell-Le Blanc, F. (2016), „*Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen. Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik*“. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Shaker Verlag, Aachen. ISBN: 978-3-8440-5020-2.

(Stenzel & Dollinger et al. 2013)

Stenzel, P.; Dollinger, P. & Endisch, C. (2013), „*Wicklungsträger, insbesondere Stator oder Rotor einer Drehstrom-Elektromaschine und Verfahren zur Herstellung der Wicklung eines Wicklungsträgers*“, DE 10 2013 000 370 A1.

(Stenzel & Dollinger et al. 2014a)

Stenzel, P.; Dollinger, P.; Mihajlovic, D.; Richnow, J.; Franke, J. & Endisch, C. (2014), „*Needle winding for distributed round-wire-windings without the use of insulation disks*“. Proceedings of 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–7. ISBN: 978-1-4799-5008-9. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2014.6984387>

(Stenzel & Dollinger et al. 2014b)

Stenzel, P.; Dollinger, P.; Richnow, J. & Franke, J. (2014), „*Innovative needle winding method using curved wire guide in order to significantly increase the copper fill factor*“. Proceedings of 17th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), Hangzhou, China, Hrsg. IEEE, S. 3047–3053. ISBN: 978-1-4799-5162-8. <https://doi.org/10.1109/ICEMS.2014.7014018>.

(Stenzel & Richnow 2014)

Stenzel, P. & Richnow, J. (2014), „*Vorrichtung und Verfahren zum Bewickeln eines Wicklungsträgers*“, DE 10 2014 006 406 A1.

(Stenzel & Dollinger et al. 2015)

Stenzel, P.; Dollinger, P.; Richnow, J.; Bader, T.; Franke, J. & Endisch, C. (2015), „*Experimental investigations of the needle winding technology regarding the influence of the wire guide geometry on the tensile wire force*“. Proceedings of IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT), Seville, Spain, Hrsg. IEEE, S. 2642–2649. ISBN: 978-1-4799-7800-7.
<https://doi.org/10.1109/ICIT.2015.7125487>.

(Stenzel & Richnow et al. 2015)

Stenzel, P.; Richnow, J.; Franke, J. & Endisch, C. (2015), „*Impact of the needle winding technology on the operational behavior of an asynchronous machine*“. Proceedings of 5th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–8. ISBN: 978-1-4673-7511-5.
<https://doi.org/10.1109/EDPC.2015.7323193>

(Stenzel 2017)

Stenzel, P. (2017), „*Großserientaugliche Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe*“. Dissertation, FAU Erlangen-Nürnberg, Meisenbach, Bamberg. ISBN: 978-3-87525-425-9.

(Tzscheuschler & Olbrisch et al. 1990)

Tzscheuschler, R.; Olbrisch, H. & Jordan, W. (1990), „*Technologie des Elektromaschinenbaus*“, Verl. Technik, Berlin. ISBN: 978-3341008515.

(Vanden Berg 1995)

Vanden Berg, T. A. (1995), „*Manufacturing flat coil configurations for stepper motors*“. Electrical/Electronics Insulation Conference, Rosemont, IL, USA, Hrsg. IEEE, S. 11–16. ISBN: 0-941783-15-4. <https://doi.org/10.1109/EEIC.1995.482328>

(Veigel 2018)

Veigel, M. (2018), „*Ein neues Modell zur Berechnung der fertigungsabhängigen Ummagnetisierungsverluste in Synchronmaschinen*“ Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, KITopen, Karlsruhe. <https://doi.org/10.5445/IR/1000084543>

(Voncken 1996)

Voncken, R. (1996), „*Simulation of deflection coil winding. Theory and verification of SWING*“. Dissertation. Technische Universiteit Eindhoven. Department of Mechanical Engineering, Eindhoven, Netherlands, ISBN: 90-386-0497-1, <https://doi.org/10.6100/IR462076>

(Voss & Hefti 1997)

Voss, G. & Hefti, K. (1997), „*Importance and methods of tension control*“. Proceedings: Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing and Coil Winding Conference, Rosemont, IL, USA, Hrsg. IEEE, S. 517–523. ISBN: 0-7803-3959-2. <https://doi.org/10.1109/EEIC.1997.651212>

(Walter 2004)

Walter, P. (2004), „*Stator einer elektrischen Maschine sowie Verfahren und Vorrichtung zum Wickeln des Stators*“, EP 1 467 466 A2.

(Wang & Zhao 2011)

Wang, Y. X. & Zhao, C. F. (2011), „*A Novel Design of a Digital and Automatic Winding Machine Control System*“, Advanced Materials Research, 211-212, S. 581–584. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.211-212.581>

(Wang & He et al. 2019)

Wang, S.; He, F. & Wang, Q. (2019), „*Integral Separation Fuzzy PID Control for Winding Tension System*“. 2019 Chinese Control And Decision Conference (CCDC), Nanchang, China, Hrsg. IEEE, S. 4083–4088. ISBN: 978-1-7281-0106-4. <https://doi.org/10.1109/CCDC.2019.8832428>

(Weigelt & Riedel et. al. 2017)

Weigelt, M.; Riedel, A.; Masuch, M.; Mahr, A.; Glasel, T. & Franke, J. (2017), „*Potentials of an explicit finite element analysis of the bending processes for coated copper wires*“. Proceedings of 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Würzburg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–5. ISBN: 978-1-5386-1069-5. <https://doi.org/10.1109/EDPC.2017.8328151>

(Weigelt & Kink et. al. 2019)

Weigelt, M.; Kink, J.; Mayr, A.; Lindenfels, J. v.; Kühl, A. & Franke, J. (2019), „*Digital Twin of the Linear Winding Process Based on Explicit Finite Element Method*“. Proceedings of 9th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Esslingen, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–5. ISBN: 978-1-7281-4320-0.
<https://doi.org/10.1109/EDPC48408.2019.9011857>

(Wen & Stapleton et al. 2008)

Wen, P.; Stapleton, C. & Li, Y. (2008), „*Tension control of a winding machine for rectangular coils*“. Proceedings of 10th International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision (ICARCV), Hanoi, Vietnam, Hrsg. IEEE, S. 2031–2037. ISBN: 978-1-4244-2286-9. <https://doi.org/10.1109/ICARCV.2008.4795843>

(Wenger 2004)

Wenger, U. (2004), „*Prozessoptimierung in der Wickeltechnik durch innovative maschinenbauliche und regelungstechnische Ansätze*“. Dissertation, FAU Erlangen-Nürnberg, Meisenbach, Bamberg. ISBN: 3875252039.

(Wetter & Meier 2017)

Wetter, A. & Meier, M. (2017), „*Hochleistungsstatoren für effiziente "eCar"-Motoren. Hohe Packungsdichte und Energieeffizienz*“, VDI-Z, 159(7/8), S. 42–44.

(Woernle 2011)

Woernle, C. (2011), „*Mehrkörpersysteme. Eine Einführung in die Kinematik und Dynamik von Systemen starrer Körper*“, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-642-15982-4.

(Wolf 1997)

Wolf, K.-U. (1997), „*Verbesserte Prozeßführung und Prozeßplanung zur Leistungs- und Qualitätssteigerung beim Spulnwickeln*“. Dissertation, FAU Erlangen-Nürnberg, Meisenbach, Bamberg. ISBN: 3875250923.

(Wößner 2015)

Wößner, W. (2015), „*Konstruktion und Erprobung neuer Prinzipien der Drahtbremstechnik*“. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe, Deutschland.

(Zerbe & Dinca et al. 2015)

Zerbe, J.; Dinca, C. & Schafer, U. (2015), „*Hardware guide winding and hot wire winding*“. Proceedings of 5th International Electric Drives Production Conference (EDPC), Nuremberg, Germany, Hrsg. IEEE, S. 1–6. ISBN: 978-1-4673-7511-5.
<https://doi.org/10.1109/EDPC.2015.7323197>

(Zerbe 2019)

Zerbe, J. (2019), „*Innovative Wickeltechnologien für Statorspulen zur Erhöhung des Füllfaktors und Reduzierung der Beanspruchungen im Wickelprozess*“, Dissertation, Technische Universität Berlin, Universitätsverlag der TU Berlin, Berlin.
ISBN: 978-3-7983-3046-7.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Ausschnitt eines Vollblechschnittstators	5
Abbildung 2-2: Schematische Darstellung der Prozesskette Blechpakete Stapeln, Nutgrundisolation, Wicklung herstellen, kontaktieren und Imprägnieren (eigene Darstellung nach (Fleischer & Hausmann et. al. 2020))	6
Abbildung 2-3: Verlustarten eines Stators (eigene, qualitative Darstellung nach (Schröder 2017, S. 49))	7
Abbildung 2-4: Verlustarten in Abhängigkeit der Blechpaketgeometrie (eigene Darstellung nach (Peter & Halwas et al. 2017))	8
Abbildung 2-5: Einordnung des Fertigungsverfahrens Wickeln mit Draht nach DIN 8580 (eigene Darstellung nach (Hagedorn & Sell-Le Blanc et al. 2016, S. 14))	9
Abbildung 2-6: Aufbau von Kupferlackdraht (eigene Darstellung nach (Jovanoski 2015; Beckmöller 2013))	10
Abbildung 2-7: Aufbau einer konzentriert gewickelten Einzelzahnspule (a) (Sell-Le Blanc 2016, S. 148) und eines verteilt gewickelten Vollblechschnittstators (b)	10
Abbildung 2-8: Wilder (a) bzw. orthozyklischer Lagenaufbau (b) (Sell-Le Blanc & Fleischer et al. 2014a)	11
Abbildung 2-9: Phasen des Einziehvorgangs (eigene Darstellung nach (Tzscheutschler & Olbrisch et al. 1990, S. 339))	14
Abbildung 2-10: Darstellung des manuellen Träufelwickelprozesses (eigene Darstellung nach (Feldmann & Schöppner et al. 2014, S. 764))	15
Abbildung 2-11: Darstellung der Kinematik des Nadelwickelns für konzentrierte Wicklungen (eigene Darstellung nach (Feldmann & Schöppner et al. 2014, S. 215))	16
Abbildung 2-12: Aufbau der Wickelmaschine NWS/S (eigene Darstellung aufbauend auf den CAD-Daten von Aumann)	17
Abbildung 2-13: Befestigung der Wickelwerkzeuge in der Statoraufnahme (a), modular aufgebautes Wickelwerkzeug mit 6 Ebenen (b) (eigene Darstellung aufbauend auf den CAD-Daten von Aumann)	18

Abbildung 2-14: Darstellung der Verlegebewegung (eigene Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 24))	20
Abbildung 2-15: Problemfeld Drahtzugkraft (a) (eigene Darstellung nach (Feldmann & Schöppner et al. 2014, S. 211–212)), mechanische Drahtbremse (Aumann AS 9) (b), elektrische Drahtbremse (Aumann EB 400-2000) (c)	24
Abbildung 2-16: Aufbau der „Servo-Drahtbremse“ (übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))	30
Abbildung 2-17: Sollwertvorgabe für den Lageregelkreis durch die Synchronisationsart elektronische Kurvenscheibe (eigene Darstellung nach Bosch Rexroth)	31
Abbildung 2-18: Amplitude der Drahtzugkraftschwankungen über die Wickelgeschwindigkeit (übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))	32
Abbildung 2-19: Ergebnisse der Drahtzugkraftmessungen über die Wickelzeit bei 300 U/min (übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))	33
Abbildung 3-1: Lösungsansatz zur Entwicklung einer trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung für das Fünf-Achs-Nadelwickeln	40
Abbildung 3-2: Darstellung der Vorgehensweise	42
Abbildung 4-1: Einordnung des Kapitels 4 im Gesamtzusammenhang	43
Abbildung 4-2: Darstellung des systematischen Aufbaus eines Wickelschemas (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Baum 2017, S. 30))	45
Abbildung 4-3: Darstellung des internen Koordinatensystems (A_Lepold 2017, S. 18; Hofmann & Lepold et al. 2020)	48
Abbildung 4-4: Darstellung der Koordinatensysteme sowie der geometrischen Zusammenhänge des Nadelträgers und der Nadeldüse (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 21; Hofmann & Lepold et al. 2020))	49
Abbildung 4-5: Übersicht der Anfahrpunkte sowie geometrische Bezeichnungen zum Wickeln einer Spule (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 14; A_Baum 2017, S. 39))	52
Abbildung 4-6: Parametrierung der Verfahrbewegung entlang des Trajektorienparameters ω (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 22; A_Baum 2017, S. 38; Hofmann & Lepold et al. 2020)	53

Abbildung 4-7: Projizierung der Trajektorie bzw. der Nadeldüsenbewegung entlang des Trajektorienparameters ω bei der Verlegung einer Spule in Ebene 1 in der x-z-Ebene im internen Koordinatensystem (eigene Darstellung nach der Berechnung von (A_Lepold 2017, S. 23))	54
Abbildung 4-8: Einbauposition der Zugspannungssensoren (eigene beschriftete Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 25))	56
Abbildung 4-9: Einfluss der Position des Nadelträgers und Eichung des Sensors (eigene, beschriftete Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 28))	57
Abbildung 4-10: Einbindung des Sensors und der Auswerteeinheit in das System (eigene Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 30))	58
Abbildung 4-11: Auswertung des Einflusses der Wickelgeschwindigkeit bei 10% Drahtbremsmoment (eigene Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 52))	59
Abbildung 4-12: Auswertung des Einflusses des Drahtbremsmoments bei 10% Wickelgeschwindigkeit (eigene Darstellung nach (A_Weber 2018, S. 50))	60
Abbildung 5-1: Einordnung des Kapitels 5 im Gesamtzusammenhang	62
Abbildung 5-2: Übersichtsdarstellung über die verschiedenen Prozessmodelle	63
Abbildung 5-3: Aufbau des Simulationsmodells (eigene, übersetzte und erweiterte Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 45; A_Gassner 2018, S. 39; Hofmann & Bold et al. 2017))	65
Abbildung 5-4: Geometrischer Aufbau des numerischen Prozessmodells (eigene, übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Bold et al. 2017))	66
Abbildung 5-5: Systematische Reduktion der Elemente der Oberflächenvernetzung am Beispiel Umlenkrolle (A_Bold 2017, S. 57)	67
Abbildung 5-6: Vereinfachung der Innenkontur der Nadel durch die Reduktion auf zwei rotationssymmetrische Stützstellen (A_Gassner 2018, S. 44)	68
Abbildung 5-7: Strukturierte Vernetzung des Drahtes (a) (A_Bold 2017, S. 63) und Vergleich der Drahtvernetzung mit der Umlenkrollenvernetzung (b) (A_Gassner 2018, S. 54)	68
Abbildung 5-8: Darstellung des Aufbaus des numerischen Prozessmodells des Fünf-Achs-Nadelwickelns (A_Bold 2017, S. 65)	69

Abbildung 5-9: Visuelle Verifikation des kinematischen Teilmodells am Verlegepunkt Rückseite (A_Bold 2017, S. 52)	70
Abbildung 5-10: Darstellung des entstehenden Fehlers bei der Überlagerung der Eingangstrajektorie und der modellierten Trajektorie der x-Position des Nadelarms durch die Interpolation von COMSOL Multiphysics (A_Bold 2017, S. 53)	71
Abbildung 5-11: Kontaktbedingung der Penalty-Methode (eigene Darstellung nach (Klein 2015, S. 182))	72
Abbildung 5-12: Topologie des Ersatzmodells zur Verifikation der Kontaktmodellierung (eigene Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 60))	73
Abbildung 5-13: Falschfarbenbild des Ersatzmodells zur Verifikation der Kontaktmodellierung (a), Ergebnis der Lagerkräfte des Ersatzmodells zur Verifikation der Kontaktmodellierung (logarithmische Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 61; Hofmann & Bold et al. 2017))	74
Abbildung 5-14: Abstand zwischen Draht und Umlenkrolle im Ersatzmodell zur Verifikation der Kontaktmodellierung (logarithmische Darstellung nach (A_Bold 2017, S. 61))	74
Abbildung 5-15: Verifikation der Materialzuweisung des Drahtes im Ersatzmodell der Materialmodellierung, elastische Materialmodellierung (a), nicht-linear-elastisch-plastische Materialmodellierung (b) (eigene Darstellung nach (A_Fan 2017, S. 52))	76
Abbildung 5-16: Darstellung des Simulationsverlaufes zu den Zeitpunkten $t=0s$ (a), $t=1s$ (b), $t=2s$ (c) und $t=3s$ (d) (A_Gassner 2018, S. 56–58)	77
Abbildung 5-17: Spannungsverteilung an Nadel- und Rollenkontakt bei $t=1s$ (erweiterte Darstellung nach (A_Gassner 2018, S. 62))	78
Abbildung 5-18: Ermittelte Lagerkräfte der Simulation in x-Richtung (a) und z-Richtung (b) (erweiterte Darstellung nach (A_Gassner 2018, S. 58–59))	79
Abbildung 5-19: Übersicht der Teilsysteme des analytischen Prozessmodells	82
Abbildung 5-20: Modellierung der Nadeldüse (A_Lepold 2017, S. 24)	83
Abbildung 5-21: Geometrische Definition eines Statorstützpunktes (grün) (eigene, erweiterte und übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 25; Hofmann & Lepold et al. 2020))	85

Abbildung 5-22: Definition der Werkzeugstützpunkte (erweiterte, übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 27; Hofmann & Lepold et al. 2020))	87
Abbildung 5-23: Definition der Nadelstützpunkte (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 28))	87
Abbildung 5-24: Bedingung zum Ändern des aktiven Statorstützpunktes (erweiterte, übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 29; Hofmann & Lepold et al. 2020))	88
Abbildung 5-25: Drahtablage auf dem Wickelwerkzeug (eigene, übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 33; Hofmann & Lepold et al. 2020))	89
Abbildung 5-26: Modellierung des zweiten Teilsystems (eigene, Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 42; Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))	90
Abbildung 5-27: Beschreibung der Berührungspunkte auf einer Umlenkrolle (eigene Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 43))	92
Abbildung 5-28: Beschreibung der geometrischen Beziehungen zwischen zwei Rollen (eigene, übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 44–45; Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))	93
Abbildung 5-29: Darstellung der Drahtverläufe in Abhängigkeit des Winkels Q (eigene, erweiterte und übersetzte Darstellung nach (A_Lepold 2017, S. 46; Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))	96
Abbildung 5-30: Übergangsbedingungen beim Schwenken der Nadel der NeWwire Geometrie	98
Abbildung 5-31: Darstellung des berechneten Verlaufs der freien Drahtlänge in Abhängigkeit des Trajektorienparameters ω (eigene Darstellung nach der Berechnung von (A_Lepold 2017))	99
Abbildung 5-32: Abgewickelte Windung (a), gerichtete Drahtstücke zur Vermessung (b)	99
Abbildung 5-33: Ergebnis der Modellierung der Bremsraddrehung zur Freigabe der notwendigen Drahtmenge (eigene Darstellung nach der Berechnung von (A_Lepold 2017))	104
Abbildung 6-1: Einordnung des Kapitels 6 im Gesamtzusammenhang	105

Abbildung 6-2: Übersicht zur Implementierung der trajektorienbasierten Drahtzugkraftregelung	106
Abbildung 6-3: Übersicht über die Informationsflüsse in der Steuerungsarchitektur der NWS/S (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 23))	108
Abbildung 6-4: Überblick über die Kommunikationsstruktur der Aumann NWS/S (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 25))	109
Abbildung 6-5: Informationsfluss der virtuellen Achse (eigene Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 36))	111
Abbildung 6-6: Ablaufplan zur online Berechnung der virtuellen Achse (eigene, übersetzte Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 54; Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))	115
Abbildung 6-7: Zyklus einer Windung der virtuellen Achse(eigene Darstellung nach (A_Schüttler 2019, S. 59))	117
Abbildung 6-8: Regelkreis der Betriebsart „elektronische Kurvenscheibe“, Screenshot aus IndraWorks (A_Busch 2019, S. 29)	119
Abbildung 6-9: Vergleich des Einflusses der Anzahl an Stützpunkten (1024 Stützpunkte (a) vs. 64 Stützpunkte (b)) auf die Drahtzugkraft (eigene Darstellung nach (A_Busch 2019, S. 44–47))	125
Abbildung 6-10: Kontaktsituation zwischen Draht und Sensor bei $\omega \in [0,25;0,5]$ (a) und $\omega \in [0,75;1]$ (b) (A_Busch 2019, S. 47)	126
Abbildung 6-11: Darstellung des RayTracing Verfahrens zur Ermittlung eines Punktes (a), Aussendung des Strahls in Matrixform zur Ermittlung eines Profils (b) (eigene Darstellung nach (A_Bolender 2018, S. 20; Nischwitz & Fischer et al. 2019, S. 328))	132
Abbildung 6-12: Überblick über den Datenfluss für die durchgehende CAE-Prozesskette	133
Abbildung 6-13: Übersicht über den Programmablauf in der MATLAB-Schnittstelle (eigene Darstellung nach (A_Bolender 2018, S. 26; Hofmann & Bolender et al. 2019))	135
Abbildung 6-14: Klassendiagramm der MATLAB-Schnittstelle (eigene Darstellung nach (A_Bolender 2018, S. 24; Hofmann & Bolender et al. 2019))	136

Abbildung 6-15: : Virtueller Kreis zur Bestimmung der Anzahl der Nuten (eigene, erweiterte Darstellung nach (A_Bolender 2018, S. 35))	139
Abbildung 6-16: Darstellung des Werkzeuges im Koordinatensystem (A_Bolender 2018, S. 38; Hofmann & Bolender et al. 2019)	140
Abbildung 6-17: Beispielhafte Darstellungsformen eines Wickelschemas einer Schleifenwicklung in einer Mantelabwicklung (a) und einem Stirnbild (b) (A_Schmidt 2017, S. 6)	142
Abbildung 6-18: Vergleich der verschiedenen Versionen des Wickelwerkzeuges nach (A_Bolender 2018, S. 43; A_Schmid 2019, S. 31) (Bilder aufbauend auf CAD-Daten von Aumann)	147
Abbildung 6-19: Ausschnitt aus der GUI zum manuellen Erstellen eines Wickelprogramms mit der MATLAB-Schnittstelle (A_Sun 2017, S. 58)	149
Abbildung 6-20: Manuelle Verschiebung der Nadelspitze (A_Sun 2017, S. 60)	150
Abbildung 6-21: Optische Validierung des erstellten Programmcodes - Darstellung in der MATLAB-Schnittstelle (a), angefahrener Punkt (b) (A_Sun 2017, S. 64)	150
Abbildung 7-1: Ergebnisse der Versuchsreihe der Momentenregelung	154
Abbildung 7-2: Ergebnisse der Versuchsreihe der Lageregelung	154
Abbildung 7-3: Vergleich zwischen der Betriebsart Lagesynchronisation (in Orange) und der Momentenregelung (in Blau) (übersetzte Darstellung nach (Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))	155
Abbildung 7-4: Vergleich der Standardabweichungen der Versuchsreihen der Momentenregelung (in Blau) und der Lageregelung (in Orange)	156
Abbildung 7-5: Potentialanalyse der lagegeregelten Servodrahtbremse beim Linearwickeln (übersetzte Darstellung nach(Hofmann & Sell-Le Blanc et al. 2019))	157

Tabellenverzeichnis

Tabelle 4-1: Darstellung des Verfahrsschemas einer Windung (Abbildungen eigene Darstellungen nach (A_Baum 2017, S. 38; A_Weber 2018, S. 23))	46
Tabelle 4-2: Bezeichnung der Anfahrpunkte nach (A_Lepold 2017, S. 14)	51
Tabelle 4-3: Faktorstufen für einen vollfaktoriellen Versuchsplan zur Untersuchung der Einflüsse auf die Drahtzugkraft	59
Tabelle 4-4: Widerstandsmesswerte der Drahtzugkraftmessungen	61
Tabelle 5-1: Errechnete Lagerkräfte nach Freischnitt in Umlenkrolle 6 (A_Gassner 2018, S. 64)	80
Tabelle 5-2: Vergleich der simulierten Lagerkräfte mit der analytischen Lösung durch Freischnitt (A_Gassner 2018, S. 64)	80
Tabelle 5-3: Vergleich der Änderung der Drahtzugkraft zwischen zwei Zeitpunkten von der simulierten mit der gemessenen Drahtzugkraft (Bremsmoment 15%)	81
Tabelle 5-4: Übersicht über die Geometrie- und Positionsunterschiede der Rollensysteme ProLemo und NeWwire (A_Schmid 2019, S. 27)	97
Tabelle 5-5: Ergebnis der Validierungsmessungen der freien Drahtlänge für ProLemo in Werkzeugebene 2	101
Tabelle 5-6: Validierung der abgelegten Drahtlänge der ProLemo Geometrie	102
Tabelle 6-1: Fahrweise der Achsen und Abhängigkeit der Berechnung (Berechnungswert für Leitachse fett markiert) (A_Schüttler 2019, S. 47)	112
Tabelle 6-2: Parameter zur Berechnung des Lagesollwerts in IndraWorks (A_Busch 2019, S. 28)	119
Tabelle 6-3: Einstellungen der Betriebsart elektronische Kurvenscheibe nach (A_Busch 2019, S. 40)	123
Tabelle 6-4: Beschreibung der Versuchsreihen nach (A_Busch 2019, S. 41)	123
Tabelle 6-5: Zuweisung von Bewegungsfunktionen	145
Tabelle 6-6: Validierung der CAD/CAM Schnittstelle – Statorgeometrie (A_Bolender 2018, S. 42; A_Schmid 2019, S. 29)	146

Tabelle 6-7: Validierung der CAD/CAM-Schnittstelle – Werkzeuggeometrie (A_Bolender 2018, S. 42–43; A_Schmid 2019, S. 30–33)	148
Tabelle 7-1: Eingestellte Parameter nach Versuchsoptimierung	152

Quelltextverzeichnis

Quelltext 6-1: XML-Knoten für die Bewegung der x-Achse

143

Anhang

Ergebnis der analytischen Modellierung der NeWire-Geometrie

Es wurden insgesamt zehn Messungen analog zu den Validierungsversuchen der ProLemo-Geometrie durchgeführt. Bei der Wicklung der Windungen kam es aufgrund der manuellen Vermessung der Drähte, den aufgrund der neuen Werkzeuggeometrie schlecht sichtbaren Statorstützpunkten zu stark abweichenden Ergebnissen. Daher werden die Messungen vom jeweils untersten und obersten Extremwert bereinigt, so dass nur noch acht Messwerte in die Auswertung einfließen.

Versuchsergebnisse Freie Drahtlänge (bereinigt) (A_Schmid, S.41)

ω	1	2	3	4	5	6	7	8
Modell [mm]	138,80	166,76	34,90	122,84	115,93	32,96	24,15	178,29
MW Versuche [mm]	143,26	171,73	46,8	130,41	119,29	39,71	27,46	169,99
Diff. [%]	-3,11	-2,89	-25,43	-5,81	-2,82	-17,00	-12,03	4,88

ω	9	10	11	12	13	14	15	16
Modell [mm]	179,38	45,43	39,92	126,55	121,73	27,80	41,58	41,15
MW Versuche [mm]	174,26	38,97	30,81	129,66	126,85	34,86	43,74	41,14
Diff. [%]	2,94	16,59	29,58	-2,39	-4,04	-20,26	-4,95	0,02

Versuchsergebnisse abgelegte Drahtmenge (bereinigt) (A_Schmid, S.41)

Drahtabschnitt	a	b	c	d	e	f	g	Ges.
Modell [mm]	122,20	8,60	106,72	127,38	8,60	106,70	8,60	488,80
MW Versuche [mm]	117,89	10,28	106,41	127,73	10,44	106,01	10,26	488,93
Diff. [%]	3,66	-16,34	0,29	-0,27	-17,62	0,65	-16,18	-0,03

Algorithmus Bestimmung der Wickelwerkzeugwerte

1:	$sorted \leftarrow sortrows(vector, X)$	► Punkte nach X-Koordinate sortieren
2:	$sorted(Z) \leftarrow 0$	► Z-Koordinate zu 0 setzen
3:	$m \leftarrow \min(sorted(Y))$	► Finde Punkt mit kleinster Y-Koordinate
4:	$punkte \leftarrow sorted(\mathbf{where} (abs(Y - m) < 0.5))$	► Finde Punkte mit Y=m±0.5
5:	$[\sim, index] \leftarrow \min(punkte(X))$	► Finde Punkt mit kleinster X-Koordinate
6:	$P_m \leftarrow punkte(index)$	
7:		
8:	for $i \leftarrow 1$ to 7 by 1 do	
9:	$m \leftarrow \max(sorted(Y))$	► Finde Punkt mit größter Y- Koordinate
10:	$punkte \leftarrow sorted(\mathbf{where} (abs(Y - m) < 0.5))$	► Finde Punkte mit Y=m±0.5
11:	$[wert, index] \leftarrow \max(punkte(X))$	► Finde Punkt mit größter X- Koordinate
12:	$P_z(i) \leftarrow punkte(index)$	► P_z speichern
13:	$sorted \leftarrow sorted(\mathbf{where}(X) > P_z)$	► Löscht alle Punkte links von P_z
14:	end for	

Algorithmus Erstellung eines Programmbausteins „Spule Wickeln“

1: <i>functionspuleWickeln()</i>	▶ Ruft die Funktion zum Wickeln einer Spule auf
2: <i>anfang = schema(1, aktuelleSpule);</i>	▶ Sucht aus dem Wickelschema den Beginn der Windung
3: <i>ende = schema(2, aktuelleSpule);</i>	▶ Sucht aus dem Wickelschema das Ende der Windung
4: <i>loopId ← doc.markierung(AnzahlWindungen)</i>	▶ setzt den Zähler für die Anzahl der Windungen pro Spule und erstellt Knoten
5: <i>Q1 ← absWinkel(Windung)</i>	▶ Wickelspindel drehen Winkel berechnen
6: <i>doc.wickelspindelDrehen(Q1,100,100,100)</i>	▶ Knoten in Programm erstellen
7: <i>[X,Z,Q] ← Geometrie.berechnungAchse</i>	▶ Anfahrt Sicherpunkt Rückseite berechnen
8: <i>doc.einzelfahrtZ(Z,100,100,100)</i>	▶ Knoten in Programm erstellen
8: <i>[X,Z,Q] ← Geometrie.berechnungAchse</i>	▶ Anfahrt Zwischenpunkt Rückseite berechnen
9: <i>doc.gruppenfahrt(X,0,Z,0,0,100)</i>	▶ Knoten in Programm erstellen
10: <i>.....</i>	
11: <i>doc.loop (loopId , windungen - 1);</i>	▶ LoopID nach unten zählen
12: end	

Parameterbezeichnung der elektronischen Kurvenscheibe

Statuswerte Leitachse

Die ersten Parameter der Betriebsart elektronische Kurvenscheibe sind die Statuswerte der Leitachse (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 1). Dabei ist insbesondere der Statuswert Position der Leitachse für die Lageregelung des Bremsrades essentiell. Die Leitachseposition wird über den EtherCAT Feldbus an den Parameter P-0-0053 Leitachseposition übergeben. Dabei kann ausgewählt werden, ob der Ist- oder der Sollwert der Leitachse übergeben werden soll. In Indraworks DS wird die Leitachseposition in Inkrementen angegeben, wobei 220 Inkremente $\triangleq 360^\circ$ entsprechen. (A_Busch 2019, S. 29)

Elektronisches Getriebe

Zusätzlich zum Offset kann der Statuswert Leitachsdrehzahl mit einer Getriebeunter- oder -übersetzung beaufschlagt werden (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 3). (A_Busch 2019, S. 30)

Dynamisches Aufsynchronisieren

Der Parameter Aufsynchronisier-Modus (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 8) legt bei einer Modulowichtung der Folgeachse den Bereich des Leitachszyklus fest. Bei einer Modulowichtung springt die Lageposition einer unendlich drehenden Folgeachse nach Ende des Modulobereichs in periodischer Wiederholung zurück auf den Wert 0. Bei einer Absolutwichtung wird die Lageposition der Folgeachse von 0 ausgehend unendlich weitergezählt. Die Kurventabelle bezieht sich immer auf einen festgelegten Leitachszyklus. Wird für den Leitachszyklus beispielsweise der Wert 1080° gewählt, wird erst nach drei Leitachsumdrehungen ($3 \cdot 360^\circ$) auf eine andere Kurventabelle (kann auch dieselbe Kurventabelle sein) geschaltet. (A_Busch 2019, S. 33)

Statuswerte Achse

Der Parameter Statuswerte Achse (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 9) gibt den aktuellen Lage-Istwert und den momentanen Lage-Sollwert der Folgeachse an. (A_Busch 2019, S. 33)

Schleppfehlerbehafteter Betrieb

Der letzte einzustellende Parameter dient der Reduzierung des Schleppabstandes (vgl. Abbildung 6-8 markierte Ziffer 10). Es wird dauerhaft ein Vergleich zwischen Soll- und

Istwert der Lageregelung der Folgeachse durchgeführt um einen Geschwindigkeitsvorsteuerungswert zu berechnen, der auf den Sollwert der Geschwindigkeit addiert wird. (A_Busch 2019, S. 34)

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

Bisher erschienene Bände:

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahlgeregelten Elektroantrieben

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

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

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

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

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

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

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

Graphisch interaktive NC-Programmierung von Drehteilen im Werkstattbereich

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

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

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

Automatisierte Inbetriebnahme und Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit numerisch gesteuerter Fertigungseinrichtungen

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

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

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

Teilautomatisierte werkstattnahe NC-Programmerstellung im Umfeld einer integrierten Informationsverarbeitung

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

Prozessmodell Fräsen, Rechnerunterstützte Analyse, Optimierung und Überwachung

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

Einsatz von Prozessmodellen zur rechnerunterstützten Auslegung von Räumwerkzeugen

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme

Band 16
Dr.-Ing. Martin Ochs

Entwurf eines Programmsystems zur wissensbasierten Planung und Konfigurierung

Band 17
Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

Erhöhung der Verfügbarkeit von hochautomatisierten Produktionseinrichtungen mit Hilfe der Fertigungsleittechnik

Band 18
Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen

Band 19
Dr.-Ing. Rudolf Wieser

Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen

Band 20
Dr.-Ing. Edgar Schmitt

Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur

Band 21
Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

Verfügbarkeitssteigerung automatisierter Montagesysteme durch selbsttätige Behebung prozessbedingter Störungen

Band 22
Dr.-Ing. Dieter Buchberger

Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen

Band 23
Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Rechnerunterstützte Technologieplanung für die flexibel automatisierte Fertigung von Abkantteilen

Band 24
Dr.-Ing. Lukas Loeffler

Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen

Band 25
Dr.-Ing. Thomas Friedmann

Integration von Produktentwicklung und Montageplanung durch neue rechnergestützte Verfahren

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozesssteuerung

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

Langhub-Innenrundhonen von Grauguss und Stahl mit einem elektromechanischem Vorschubsystem

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

Einflüsse des Festwalzens auf die Eigenspannungsverteilung und die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

Datenmodellgestützte Wissensverarbeitung zur Diagnose und Informationsunterstützung in technischen Systemen

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

Analyse, Modellbildung und Optimierung des Betriebsverhaltens von Kugelgewindetrieben

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

Automatisierung der Feinbearbeitung in der Fertigung von Hohlformwerkzeugen

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

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

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

Rechnerintegrierte Erstellung und Verifikation von Steuerungsprogrammen als Komponente einer durchgängigen Planungsmethodik

Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

Rückführung von Fertigungsdaten zur Unterstützung einer fertigungsgerechten Konstruktion

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

Automatisierte Technologieplanung am Beispiel der Komplettbearbeitung auf Dreh-/Fräszellen

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

Entwicklung von Softwarewerkzeugen zur wissensbasierten Inbetriebnahme von komplexen Serienmaschinen

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

Rechnergestützte technische Problemlösung bei der Angebotserstellung von flexiblen Drehzellen

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

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

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

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

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

Rechnerunterstützte Qualitätssicherung bei der Produktion von Bauteilen mit frei geformten Oberflächen

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

Kalkulation in der Angebotsphase mit dem selbsttätig abgeleiteten Erfahrungswissen der Arbeitsplanung

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

Produktivitätssteigerung durch rechnerunterstütztes Einfahren von NC-Programmen

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

Verbesserung der Genauigkeit beim fünfachsigem 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 bearbeitungs-elementorientiertes, 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 Hauptspindeltriebsdynamik 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

Entwicklungintegrierte 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 Gönninger

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 Mikroteile

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 adaptiven Kugelgewindetriebe

Band 178

Dr.-Ing. Alexander Ochs

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

Band 179

Dr.-Ing. Jürgen Michna

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

Band 180

Dr.-Ing. Jörg Elser

Vorrichtungsfreie räumliche Anordnung von Fügepartnern auf Basis von Bauteilmarkierungen

Band 181

Dr.-Ing. Katharina Klimscha

Einfluss des Fügepalts 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 Krauße

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-Antriebsselementen

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 Burtscher

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

Band 221

Dr.-Ing. Dietrich Berger

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

Band 222

Dr.-Ing. Fabian Johannes Ballier

Systematic gripper arrangement for a handling device in lightweight production processes

Band 223

Dr.-Ing. Marielouise Schäferling, geb. Zaiß

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

Band 224

Dr.-Ing. Quirin Spiller

Additive Herstellung von Metallbauteilen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiformen

Band 225

Dr.-Ing. Andreas Spohrer

Steigerung der Ressourceneffizienz und Verfügbarkeit von Kugelgewindetrieben durch adaptive Schmierung

Band 226

Dr.-Ing. Johannes Fisel

Veränderungsfähigkeit getakteter Fließmontagesysteme

Planung der Fließbandabstimmung am Beispiel der Automobilmontage

Band 227

Dr.-Ing. Patrick Bollig

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

Band 228

Dr.-Ing. Ramona Pfeiffer, geb. Singer

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

Band 229

Dr.-Ing. Florian Baumann

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

Band 230

Dr.-Ing. Tom Stähr

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

Band 231

Dr.-Ing. Jan Schwennen

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

Band 232

Dr.-Ing. Sven Coutandin

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

Band 233

Dr.-Ing. Christoph Liebrecht

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

Band 234

Dr.-Ing. Stefan Treber

Transparenzsteigerung in Produktionsnetzwerken
Verbesserung des Störungsmanagements durch verstärkten Informationsaustausch

Band 235

Dr.-Ing. Marius Dackweiler

Modellierung des Fügewickelprozesses zur Herstellung von leichten Fachwerkstrukturen

Band 236

Dr.-Ing. Fabio Echsler Minguillon

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

Band 237

Dr.-Ing. Sebastian Haag

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

Band 238

Dr.-Ing. Raphael Wagner

**Strategien zur funktionsorientierten Qualitätsregelung in der
Serienproduktion**

Band 239

Dr.-Ing. Christopher Ehrmann

**Ausfallfrüherkennung von Ritzel-Zahnstangen- Trieben mittels
Acoustic Emission**

Band 240

Dr.-Ing. Janna Hofmann

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

